



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ÚSTAV STROJÍRENSKÉ TECHNOLOGIE

INSTITUTE OF MANUFACTURING TECHNOLOGY

OPTIMALIZACE GEOMETRIE LISOVANÉHO DÍLCE

GEOMETRY OPTIMIZATION OF THE STAMPED PART

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. František Faltýnek

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Jan Řiháček, Ph.D.

BRNO 2018

Zadání diplomové práce

Ústav: Ústav strojírenské technologie
Student: **Bc. František Faltýnek**
Studijní program: Strojní inženýrství
Studijní obor: Strojírenská technologie
Vedoucí práce: **Ing. Jan Řiháček, Ph.D.**
Akademický rok: 2017/18

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Optimalizace geometrie lisovaného dílce

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Jedná se o optimalizaci části geometrie lisovaného dílce v aplikaci pro automobilový průmysl tak, aby nedocházelo k nadměrnému ztenčování. Předpokládá se využití počítačové podpory numerické simulace metodou konečných prvků.

Cíle diplomové práce:

- teoretický rozbor problematiky,
- tvorba numerické simulace stávajícího stavu a její verifikace,
- řešení závislosti změny geometrie lisovaného dílce na jeho ztenčení.

Seznam doporučené literatury:

ASM INTERNATIONAL. Metals handbook volume 14: Forming and forging. 9. vyd. Metals Park, Ohio: American Society for Metals, 1988. ISBN 978-0-871-70020-9.

DVOŘÁK, Milan, František GAJDOŠ a Karel NOVOTNÝ. Technologie tváření: plošné a objemové tváření. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2007. 169 s. ISBN 978-80-214-3425-7.

FOREJT, Milan a Miroslav PÍŠKA. Teorie obrábění, tváření a nástroje. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2006, 225 s. ISBN 80-214-2374-9.

HOSFORD, William F. a Robert M. CADDELL. Metal forming: mechanics and metallurgy. Cambridge: Cambridge University Press, 2011, 331 s. ISBN 978-1-107-00452-8.

LEE, Huei-Huang. Finite element simulations with ANSYS workbench 14: theory, applications, case studies. Mission: SDC Publications, 2012, 602 s. ISBN 978-1-58503-725-4.

LOGAN, Daryl L. A first course in the finite element method. United States: Cengage Learning, 2007, 808 s. ISBN 978-0-534-55298-6.

MARCINIAK, Zdislaw, J. L. DUNCAN a S. J. HU. Mechanics of Sheet Metal Forming. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2002. 211 s. ISBN 07-506-5300-00.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2017/18

V Brně, dne

L. S.

prof. Ing. Miroslav Píška, CSc.
ředitel ústavu

doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.
děkan fakulty

ABSTRAKT

FALTÝNEK František: Optimalizace geometrie lisovaného dílce.

Práce předkládá řešení závislosti ztenčení na geometrii prolisu lisovaného dílce s tloušťkou stěny 0,3 mm. Polotovarem může být korozivzdorná ocel X2CrCuTi18, X5CrNi18-10 nebo X5CrNi18-10 s dodatečným rozpouštěcím žiháním. Na základě literární studie problematiky byla popsána technologie tažení a provedena teoretická analýza mělkého tažení. Byly vytvořeny materiálové modely pro numerickou simulaci a parametrický model razníku a matrice. Analýza závislosti ztenčení na geometrii prolisu byla provedena s využitím MKP analýzy v softwaru ANSYS. Nejmenší ztenčení 9,2 % bylo zjištěno pro ocel X5CrNi18-10 s dodatečným rozpouštěcím žiháním a pro horní hranici poloměrů zaoblení prolisu, která byla stanovena na hodnotu 1 mm.

Klíčová slova: ocel X2CrCuTi18, ocel X5CrNi18-10, mělké tažení, optimalizace, metoda konečných prvků, ANSYS

ABSTRACT

FALTÝNEK František: Geometry optimization of the stamped part.

The project presents a solution of geometrical influence on the thinning of the stamped part with thickness 0.3 mm. It can be made from stainless steel X2CrCuTi18, X5CrNi18-10 or X5CrNi18-10 with additional heat treatment. Based on the literature review the technology of drawing was described and a theoretical analysis of shallow drawing was carried out. Material models for numerical simulation and parametric model of punch and die were created. The analysis of thinning dependence on the geometry of the dimple was performed using FEM analysis in ANSYS software. The smallest thinning of value 9.2% was found for X5CrNi18-10 steel with additional annealing and for the upper limit of the dimple radius values, which was set to 1 mm.

Keywords: steel X2CrCuTi18, steel X5CrNi18-10, shallow drawing, optimization, finite element method, ANSYS

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

FALTÝNEK, František. *Optimalizace geometrie lisovaného dílce*. Brno, 2018. 61s, 5 příloh, CD. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství. Ústav strojírenské technologie, Odbor technologie tváření kovů a plastů. Vedoucí práce Ing. Jan Řiháček, Ph.D.

ČESTNÉ PROHLÁŠENÍ

Tímto prohlašuji, že předkládanou diplomovou práci jsem vypracoval samostatně, s využitím uvedené literatury a podkladů, na základě konzultací a pod vedením vedoucího diplomové práce.

V dne 25.5.2018

.....

Podpis

PODĚKOVÁNÍ

Tímto děkuji panu Ing. Janu Řiháčkovi, Ph.D. za cenné rady a připomínky týkající se zpracování diplomové práce. Dále děkuji panu Ing. Jaroslavu Kubíčkovi a panu Ing. Kamilovi Podanému, Ph.D. za pomoc při sběru experimentálních dat. V neposlední řadě patří poděkování mojí ženě a celé rodině za podporu při studiu.

OBSAH

Zadání

Abstrakt

Bibliografická citace

Čestné prohlášení

Poděkování

Obsah

ÚVOD	9
1 ROZBOR ZADÁNÍ	10
1.1 Variantní řešení výroby prolisu	13
2 TECHNOLOGIE TAŽENÍ	15
2.1 Analýza tažení a základní parametry	15
2.2 Funkční části tažných nástrojů	18
2.3 Rovinná napjatost	21
2.4 Vztah mezi součinitelem napětí a přetvoření	23
2.5 Řešení mělkého tažení	24
2.6 Hodnocení tvařitelnosti plechů	27
2.6.1 Tahová zkouška	27
2.6.2 Anizotropie	29
2.6.3 Křivky mezní tvařitelnosti plechů	29
3 METODA KONEČNÝCH PRVKŮ	30
3.1 Diskretizace	30
3.2 Napětově-deformační úloha MKP	32
3.2.1 Geometrické nelinearity	34
3.2.2 Materiálové nelinearity	34
3.2.3 Kontaktní nelinearity	35
3.3 Řešení nelineárních úloh	36
3.4 Simulační program ANSYS	36
4 OPTIMALIZACE GEOMETRIE	37
4.1 Lisovací nástroj	37
4.2 Měření ztenčení	38
4.3 Materiálový model	40
4.4 Rotačně symetrická úloha	48
4.5 Změna geometrie lisovaného dílce	51
4.6 Řešení pomocí shell prvků	52
4.7 Technické zhodnocení	59
5 ZÁVĚRY	61

Seznam použitých zdrojů

Seznam použitých symbolů a zkratk

Seznam obrázků

Seznam tabulek

Seznam příloh

ÚVOD [1], [2], [3], [4]

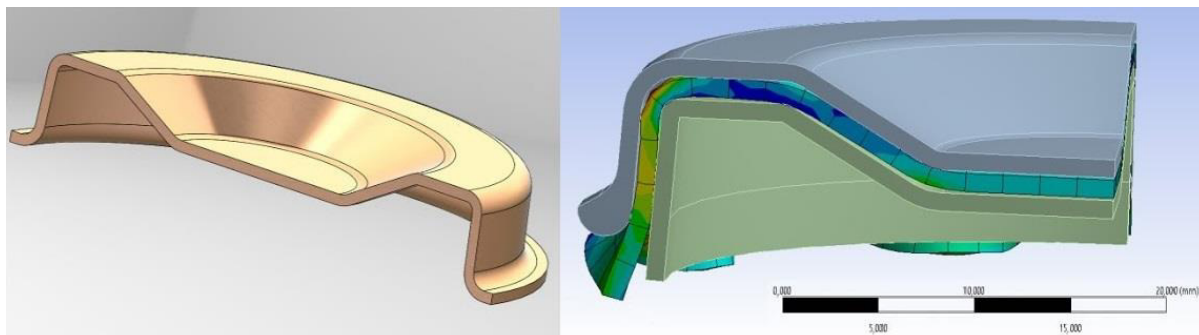
Tváření kovů je produktivní způsob výroby dílců nejrůznějších tvarů s vysokým využitím vstupního materiálu. Plošné tváření tvoří skupinu technologií, jejichž společným jmenovatelem je vstupní polotovár ve formě plechu, který je přetvářen působením nástroje do nového, trvalého tvaru. Mezi základní technologie plošného tváření je řazeno stříhání, ohýbání, rovnání a tažení.

Tyto způsoby výroby jsou široce uplatňovány například v automobilovém průmyslu, kde takto vznikají kryty karoserie, profilované panely, nosníky a mnoho dalších drobných dílců. Snaha o snížení hmotnosti vede mimo jiné ke zmenšování tloušťky vstupních polotovarů. To klade vysoké nároky na návrh optimální geometrie nástrojů a tvářených dílců tak, aby při procesu výroby nedocházelo k tvorbě vad a trhlin.

Numerické simulace jsou v tomto směru velmi užitečnou pomocí. V současné době jsou k dispozici pokročilé programy umožňující návrh a tvorbu modelu s využitím experimentálně získaných dat a provedení analýzy, na jejímž základě je možné rozhodnout o vhodnosti navrhovaného řešení. Díky simulacím lze v poměrně krátkém čase najít optimální řešení a ušetřit tak náklady na vývoj dílce, výrobu prototypů a jejich testování.



a) automobilový rám



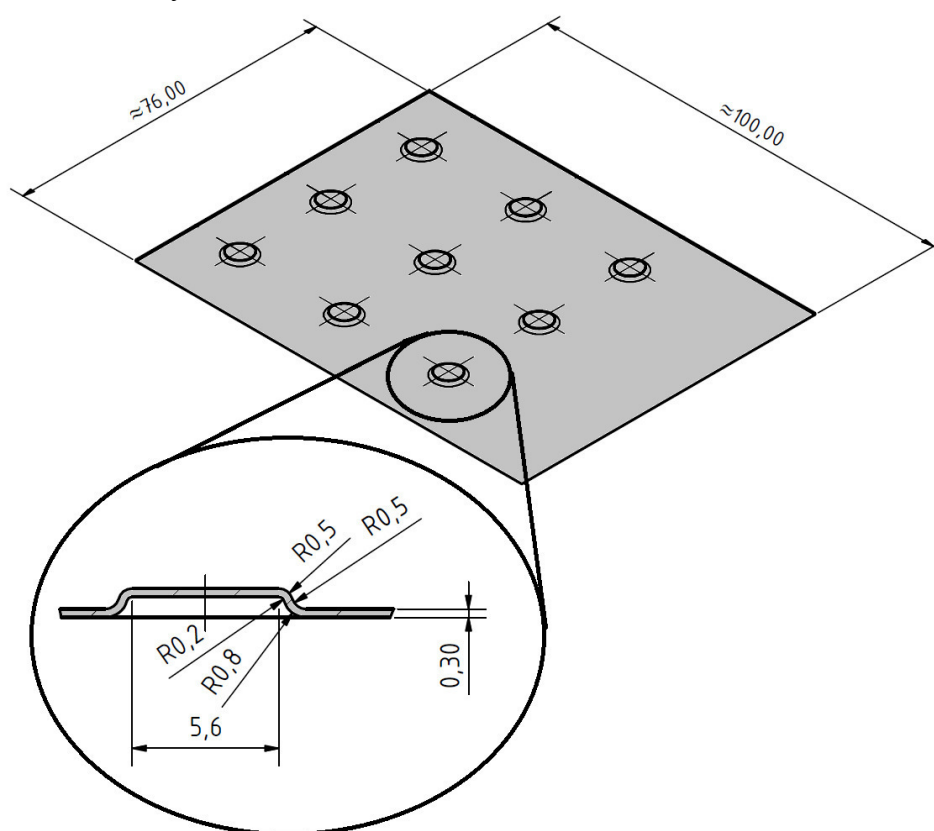
b) numerická simulace tvářecího procesu

Obr. 1 Příklady produktů plošného tváření a ukázka numerické simulace. [3], [4]

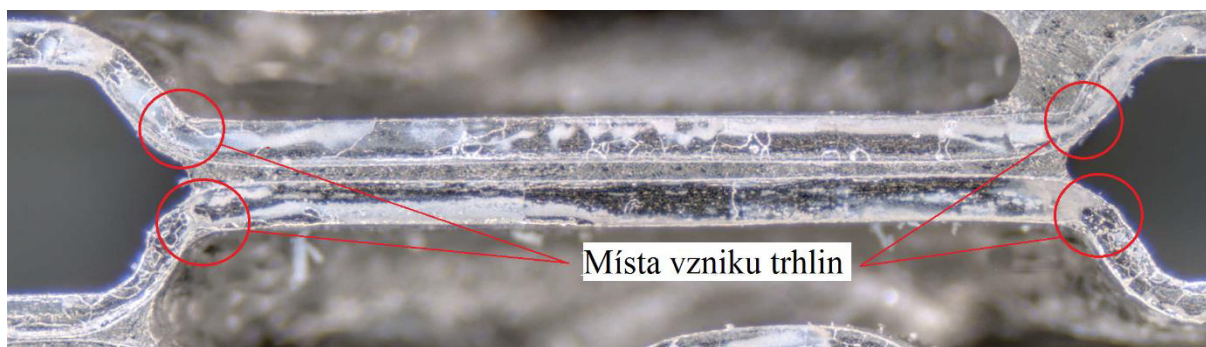
1 ROZBOR ZADÁNÍ [5], [6], [7], [8], [9], [10]

Tvorba mělkých prolisů v plechovém výlisku má ve většině případů za cíl zvýšit tuhost dílce. Jde o prostorový ohyb do nerozvinutelného tvaru, nejčastěji žlábků. Proto může být tato operace někdy označována jako žlábkování. V současné době mohou mít prolisy v podstatě libovolný tvar.

Diplomová práce je zaměřena na optimalizaci geometrie kruhového prolisu na obrázku 2. S ohledem na utajení dílce jsou uvedeny jen přibližné rozměry části dílu s prolisy. Ty zde primárně nezvyšují tuhost výlisku, ale slouží jako distanční element, ke kterému je pájen další díl. Při tepelném zatížení takto vytvořené sestavy dochází k porušení soudržnosti materiálu právě v místě prolisu zaznačeném na obrázku 3, a to z důvodu velkého ztenčení stěny v místě prolisu. Proto bude zaměřena pozornost na možnou změnu geometrie prolisu vedoucí k menšímu ztenčení stěny.



Obr. 2 Část dílu s prolisy.



Obr. 3 Detail dvou prolisů spojených pájením do sestavy.

Polotovarem pro výrobu dílce je plech tloušťky 0,3 mm z oceli s označením X2CrCuTi18 dle ČSN EN 10027-1. Jde o korozivzdornou feritickou ocel s obsahem prvků uvedených v tabulce 1.

Tab. 1 Chemické složení oceli X2CrCuTi18. [11]

Ocel X2CrCuTi18	Prvek	C	Mn	P	S	Si	Cr	Cu	Ti	N
Obsah [%]	min.	-	-	-	-	-	16,000	0,300	-	-
	max.	0,025	1,000	0,040	0,030	1,000	20,000	0,800	0,800	0,250

Odolnost proti korozi zajišťuje dostatečné množství chromu, který je schopný se v oxidačním prostředí pokrývat ochrannou vrstvou oxidů a bránit tak korozi. Ve slitině s železem tato tzv. pasivace probíhá při rozpuštění minimálně 11,7 % Cr v matici. Měď zvyšuje odolnost proti kyselinám H₂SO₄ a HCL, titan se přidává k potlačení mezikrystalové koroze. Oceli stabilizované titanem by neměly být používány v silně oxidačním prostředí (např. HNO₃), protože se v něm rozpouští karbidy titanu. Tento typ oceli nemění při ohřevu strukturu na austenitickou, díky tomu nedochází k objemovým změnám a ocel lze s výhodou použít i jako žáruvzdornou. Je však třeba dávat pozor na křehnutí feritických ocelí v rozmezí teplot 350 až 550 °C s maximem při 475 °C. Mechanické a fyzikální vlastnosti získané z materiálové databáze pro teplotu 20 °C jsou uvedené také v tabulce 2.

Tab. 2 Mechanické a fyzikální vlastnosti oceli X2CrCuTi18. [11]

Ocel X2CrCuTi18	Mez kluzu	Mez pevnosti	Tažnost	Modul pružnosti	Poissonovo číslo	Hustota
Značka	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₈₀ [%]	E [GPa]	μ [-]	ρ [kg·m ⁻³]
Hodnota	205	390	22	195	0,31	7 700

Další uvažovanou materiálovou variantou je plech stejné tloušťky z oceli X5CrNi18-10, která se díky přítomnosti 10 % niklu řadí mezi austenitické korozivzdorné oceli. Obsahy všech legujících prvků jsou uvedeny v tabulce 3.

Tab. 3 Chemické složení oceli X5CrNi18-10. [12]

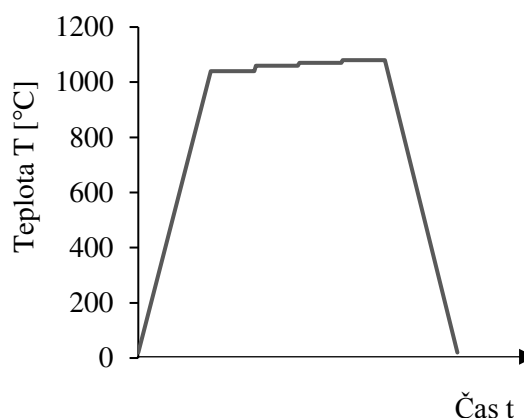
Ocel X5CrNi18-10	Prvky	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	N
Obsah [%]	min.	-	-	-	-	-	8,000	17,000	-
	max.	0,070	2,000	0,045	0,030	1,000	10,500	20,000	0,100

Austenitická matrice činí ocel po tepelném zpracování měkkou, houževnatou a nemagnetickou. Mechanické vlastnosti se vyznačují nízkou mezí kluzu a vysokou tažností, viz tabulka 4.

Tab. 4 Mechanické a fyzikální vlastnosti oceli X5CrNi18-10. [12]

Ocel X5CrNi18-10	Mez kluzu	Mez pevnosti	Tažnost	Modul pružnosti	Poissonovo číslo	Hustota
Značka	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₈₀ [%]	E [GPa]	μ [-]	ρ [kg·m ⁻³]
Hodnota	190	500-750	37	199	0,3	8 030

Standardně se u austenitické oceli provádí rozpouštěcí žíhání, při kterém je homogenizován austenit s následným rychlým ochlazením, které zabrání místnímu poklesu koncentrace chromu a ztrátě odolnosti proti mezikrystalové korozi. Navíc je možné provést dodatečné žíhání, které dále zlepšuje strukturu oceli a její vlastnosti. Schéma tohoto žíhání je uvedeno na obrázku 4. Ohřevem je dosaženo teploty 1040 °C. Po výdrži 3 minuty na konstantní teplotě pokračuje stupňovitý ohřev na 1060 °C, 1070 °C a 1080 °C, vždy se stejnou prodlevou. Následuje volné ochlazení na vzduchu na teplotu okolí. Pro výrobu výlisku je austenitická ocel k dispozici jak po standardním, tak i po dodatečném žíhání.



Obr. 4 Dodatečné rozpouštěcí žíhání.

Po vzájemném porovnání mají austenitické oceli proti feritickým tyto výhody:

- jsou lépe svařitelné,
- mají nižší mez kluzu a vyšší tažnost, což zlepšuje tvařitelnost
- při jejich tepelném zpracování nehrubne zrno,
- díky rozpouštěcímu žíhání odolávají mezikrystalové korozi.

Na druhou stranu je možné najít i nevýhody:

- jsou citlivé na korozi pod napětím v roztocích obsahujících chlorid,
- při tváření za studena více zpevňují, což může znesnadňovat tvářecí proces,
- mají horší tepelnou vodivost,
- obsahují nikl, který je drahý.

Celkem tedy bude porovnán vliv mechanických vlastností na ztenčení stěny prolisu tří korozivzdorných ocelí, feritické X2CrCuTi18, austenitické X5CrNi18-10 a austenitické X5CrNi18-10 s dodatečným rozpouštěcím žíháním. Pro přehled jsou v tabulce 5 uvedeny ekvivalenty výše zmiňovaných korozivzdorných ocelí tak, jak je lze najít v normě ČSN EN 10088-1.

Tab. 5 Ekvivalenty ocelí. [13]

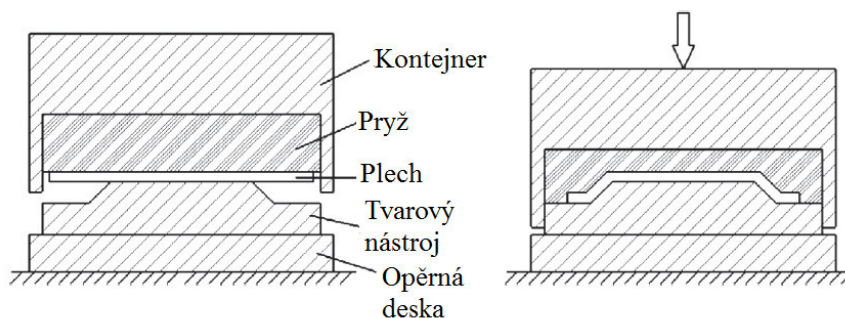
ISO značka	EN 10088-1 číselné značení	UNS (USA)	JIS (Japonsko)
X2CrCuTi18	1.4664	-	SUS430J1L
X5CrNi18-10	1.4301	S30400	SUS304

Výroba optimalizované součásti probíhá v závodě firmy Hanon Systems Autopal s.r.o. v Hluku patřící do koncernu Hanon Systems. Tato společnost vznikla v roce 1986 jako společný projekt Ford Motor a Mando Machinery v Koreji. Od počátku se pohybuje v oblasti automobilového průmyslu se zaměřením na systémy regulující jak teplotu uvnitř kabiny automobilu, tak teplotu motoru. Jejimi produkty jsou například klimatizace, EGR ventily, pumpy chladicí kapaliny, elektronické škrtící klapky.

1.1 Variantní řešení výroby prolisu [14], [15], [16], [17], [18], [19], [20], [21]

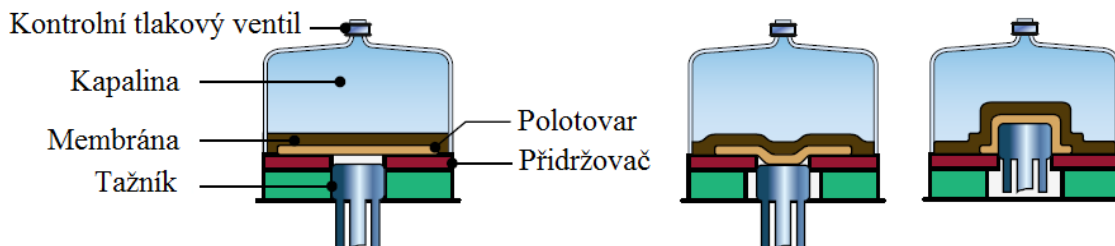
Plochý výlisek z ocelového plechu opatřený mělkými kruhovými prolisy lze vyrobit mnoha různými technologiemi. Některé jsou vhodnější, jiné méně. Následující kapitola prezentuje několik vybraných metod, které lze pro výrobu výlisku z obrázku 2 teoreticky použít. Daný dílec je plánováno vyrábět ve velkých sériích několika set tisíc kusů ročně.

- Tváření pomocí pryže – metoda Guérin – řadí se mezi technologie, kde jako lisovnice slouží kontejner vyplněný pryží. Ten se pohybuje proti pevnému lisovníku a plech, umístěný mezi nimi, je přitlačen tlakem pryže na lisovník a získá jeho tvar, viz obrázek 5. Výhodou metody je schopnost výroby relativně složitých tvarů mělkých výlisků a její univerzálnost, kdy pro změnu tvaru dílce stačí vyměnit pevný nástroj za jiný. Nevýhodou může být potřeba vyšší tvářecí síly a pomalejší proces výroby proti konvenčnímu lisování na klikovém lise.



Obr. 5 Schéma metody Guérin. [14]

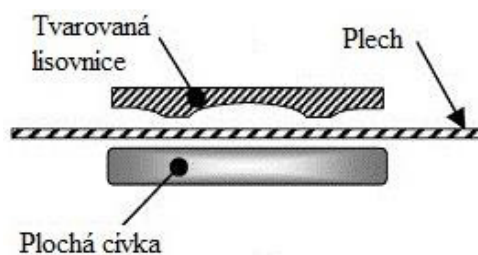
- Hydroform – společně s metodou Guérin patří do technologií tváření, kde je lisovník nebo lisovnice nahrazena nepevným nástrojem. V tomto případě se jedná o tlak kapaliny působící přes neprodyšnou pružnou membránu. Jako médium je používána voda, olej nebo emulze. Plechový polotovár je umístěn na přidržovač a po vyvolání tlaku v kapalině je tažníkem vtlačován přes membránu do tlakové nádoby s kapalinou (obr. 6). Tlak v kapalině je ve všech místech stejný, a to má příznivý vliv na kvalitu výtažků. Metoda je vhodná i pro hluboké tažení a složitější tvary, avšak pouze pro malé série, jelikož je časově náročná. Navíc stroje pro hydroforming jsou poměrně složité a drahé, dílce nachází uplatnění zejména v leteckém průmyslu.



Obr. 6 Schéma metody Hydroform. [15]

- Magneticko-impulzní tváření (MIT) – technologie ze skupiny metod tváření s vysokou rychlostí deformace. Funguje na principu elektromagnetické indukce. Vybití zdroje elektrického proudu vyvolá v okolí cívky magnetické pole vysoké intenzity. Pokud je plechový polotovár vodivý, jsou v něm indukovány vířivé proudy, které vytlačují magnetické pole z prostoru mezi polotovarem a cívkou. Plech je potom velkou rychlostí přitisknut k lisovnici (obr. 7). Metoda je vhodná pro tváření prolisů, lemů nebo

výztužných žeber. Nutností je, aby měl polotovar vysokou elektrickou vodivost, což není případ korozivzdorných ocelí. Lze však použít vodivé vložky z tenkého hliníkového plechu, které jsou výborně vodivé a zajistí potřebný tlak. Je ale zřejmé, že technologie MIT přes některé výhody, např. provozní jednoduchost a rovnoměrné rozložení tlaku, není vhodná pro velkosériovou produktivní výrobu.



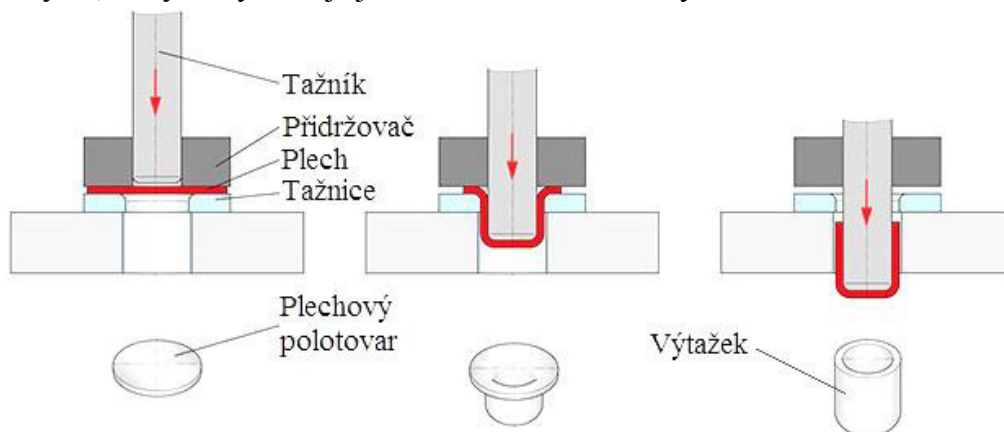
Obr. 7 Schéma MIT. [17]

- Tváření na vysekávacím lise – v současnosti vysekávací lisy neslouží zdaleka jen k děrování plechu, ale jsou díky speciálním nástrojům schopny dalších operací, jako např. lemování, žebrování a také mělkého tažení, jehož příklad lze vidět na obrázku 8. Výroba na těchto lisech je rychlá, nicméně řešená součást obsahuje kromě prolisů další tvarové prvky, které nemohou být zveřejněny. A protože prioritou společnosti je vyrábět díl na jeden pracovní zdvih stroje, nelze tuto technologii použít.



Obr. 8 Tažný nástroj pro vysekávací lis TRUMPF. [20]

- Konvenční tváření pevným nástrojem – výroba výlisků, výtažků a jiných produktů z plechových polotovarů je realizována nástrojem s jasně definovanou geometrií. Na obrázku 9 je jako příklad zobrazen proces tažení kruhových výtažků. Nástroj se skládá z pevné tažnice, přidržovače zabraňujícímu zvlnění plechu a tažníku vtahujícího polotovar do tažnice. Pohyb tažníku umožňuje beran stroje, ke kterému je pohyblivá část nástroje připevněna. Strojem může být například mechanický výstředníkový nebo klikový lis, který se vyznačuje jednoduchostí a velkou výrobností.



Obr. 9 Schéma technologie tažení. [21]

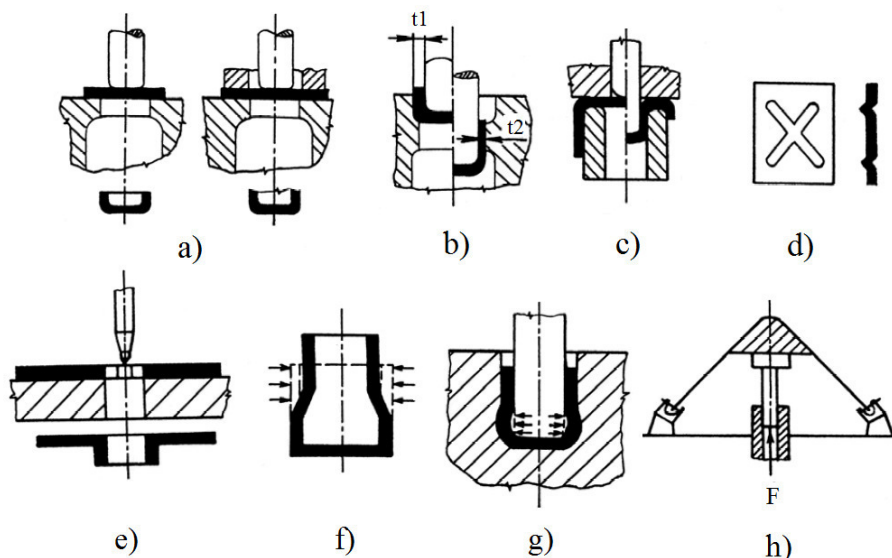
Na základě výše uvedených informací a technologické vybavenosti firmy byla zvolena metoda výroby konvenčním tvářením pevným nástrojem – tažením, na které bude dále zaměřena pozornost v následující kapitole.

2 TECHNOLOGIE TAŽENÍ [22], [23], [24]

Mezi základní operace plošného tváření patří stříhání, ohýbání, tlačení a právě tažení, při kterém je plochý přístřih přetvářen působením tažníku na dutý výtažek nerozvinutelného tvaru za vzniku trvalých plastických deformací. Nejčastějšími produkty tažení jsou komponenty do automobilového a leteckého průmyslu nebo kuchyňské vybavení.

Samotné tažení je příliš široký pojem, lze jej však rozdělit na několik částí (obr. 10):

- prosté tažení – tažení bez výrazného ztenčení stěny, podle potřeby se užívá také přidržovače, provádí se na jednu nebo více tažných operací v závislosti na geometrii výtažku,
- tažení se ztenčením stěny – u výtažku je cíleně zmenšována tloušťka z původní t_1 na konečnou t_2 , což má za následek zvětšení výšky výtažku,
- zpětné tažení – tažení ve dvou operacích v opačných směrech,
- žlábkování – tvorba mělkých prolisů za účelem zvýšení tuhosti,
- protahování – v podstatě tvorba lemů kolem prostřížených otvorů, zvyšuje tuhost plošných dílců, případně slouží k výrobě závitů,
- zužování – tvarování válcových trubkových polotovarů zmenšováním průměru,
- rozšiřování – místní zvětšování průměru u válcových polotovarů,
- vypínání – přetahování přístřihu přes tažník a vznik prostorové tvarované plochy.



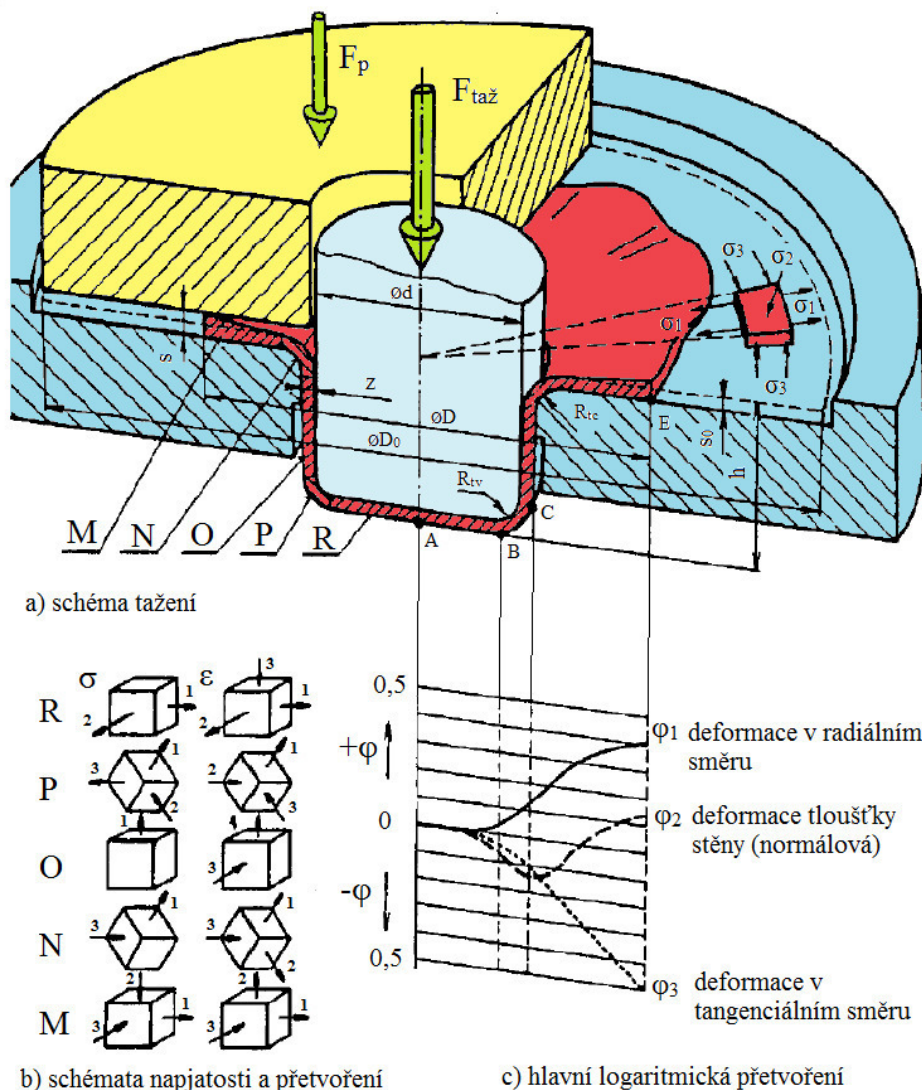
Obr. 10 Schéma jednotlivých technologií v rámci tažení. [22]

V následující kapitole bude nejprve popsán proces prostého tažení na jednu operaci, které je nejčastěji se vyskytující operací v rámci popisované technologie.

2.1 Analýza tažení a základní parametry [25], [23], [26], [22], [27], [28], [29]

Během tažení válcového výtažku s přidržovačem z kruhového plechového přístřihu (obr. 11a) dochází v různých částech výtažku ke změnám hlavních napětí σ_1 , σ_2 , σ_3 a hlavních logaritmických přetvoření φ_1 , φ_2 , φ_3 . Vtahováním plechu směrem do tažnice je zmenšován průměr přístřihu z $\varnothing D_0$ na $\varnothing D$, což způsobuje v přírubě výtažku v místě M prostorovou napjatost s kladným radiálním napětím σ_1 a záporným tangenciálním napětím σ_3 . Materiál se v tangenciálním směru intenzivně pěchuje, jeho tloušťka se zvětšuje z s_0 na s . Zvlnění při zpěchování brání přidržovač, jehož tlakové působení se do schématu napjatosti v místě M (obr. 11b) promítne záporným napětím σ_2 . Přetažením přes hranu tažnice R_{tc} v místě N je plech

podroben ohybu a po opětovném narovnání již tvoří stěnu výtažku. V místě O je pouze přenášeno tahové napětí σ_1 , to znamená jednoosý stav napjatosti a rovinný stav deformace. Zaoblení hrany tažníku R_{tv} je místem vzniku prostorové nestejnorodé napjatosti způsobující značné prodloužení a ztenčení stěny výtažku. V tomto místě (P) je nejpravděpodobnější, že dojde k porušení materiálu. Ve dně výtažku v průběhu procesu vzniká rovinná napjatost a prostorový stav deformace (bod R).



Obr. 11 Napjatostní a deformační schéma při tažení s přídržovačem. [26]

Na obrázku 11c jsou znázorněny průběhy logaritmických přetvoření během tažení po délce rozvinuté povrchy výtažku. Jejich hodnoty jsou získávány ze vztahu pro logaritmickou deformaci:

$$\varphi_1 = \ln \frac{D_0}{D}, \quad (2.1)$$

$$\varphi_2 = \ln \frac{s_0}{s}, \quad (2.2)$$

$$\varphi_3 = -\ln \frac{D_0}{D}. \quad (2.3)$$

Vzájemný vztah mezi přetvořeními je dán zákonem o zachování objemu, kdy platí, že objem tělesa před přetvořením je roven objemu tělesa po přetvoření:

$$\varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3 = 0. \quad (2.4)$$

Protože je pro praktické výpočty zanedbáváno ztenčení stěny, φ_2 je nulové, a zákon o zachování objemu přechází na zákon zachování ploch. Z něj potom plyne jednoduchý vzorec k určení velikosti plechového přístřihu pro výrobu válcového výtažku bez příruby. Nutno podotknout, že v následujícím vzorci je zanedbáno zaoblení přechodu válcového pláště na dno výtažku:

$$D_0 = \sqrt{d^2 + 4 \cdot d \cdot h}. \quad (2.5)$$

Takto vypočtený průměr je navýšen o 3 % v případě první operace, o 1 % v případě dalších operací, a to z důvodu zvlnění okraje příruby způsobené anizotropií materiálu (o anizotropii viz dále), nestejnou tloušťkou výchozího polotovaru, jakostí plechu a dalšími technologickými parametry. Tento přídavek je po dokončení výtažku odstraněn a vzniká rovný okraj.

Tahnou sílu $F_{taž}$ z obrázku 11a lze určit v zásadě dvěma způsoby. První vede přes výpočet tahového napětí vyvolaného v plášti výtažku, které je určeno několika složkami:

$$\sigma_v = (\sigma_1 + \sigma_{tr} + 2\sigma_o) \cdot e^{f\alpha}, \quad (2.6)$$

kde σ_1 je radiální napětí vznikající v oblasti příruby,

σ_{tr} představuje napětí způsobené třením mezi přírubou a přidržovačem,

σ_o vyjadřuje vliv ohybu a narovnání na hraně tažnice,

$e^{f\alpha}$ je součinitel vlivu tření na tažné hraně,

f je součinitel tření,

α vyjadřuje úhel opásání tažné hrany.

Tahové napětí od začátku tažení narůstá a nejvyšší hodnotou získává přibližně s dosažením maximálního opásání tažné hrany, kdy $\alpha = \pi/2$, což znamená hloubku zanoření tažníku:

$$h = R_{tv} + R_{tc} + s_0. \quad (2.7)$$

Maximální tažná síla je potom určena vztahem:

$$F_{taž} = \pi \cdot d_s \cdot s_0 \cdot \sigma_v, \quad (2.8)$$

kde d_s vyjadřuje střední průměr výtažku, $d_s = d + s_0$.

Druhý způsob výpočtu vychází z empirického stanovení maximální tažné síly, což je vlastně síla na utržení dna:

$$F_{přetržení} = c \cdot \pi \cdot d_s \cdot s_0 \cdot R_m, \quad (2.9)$$

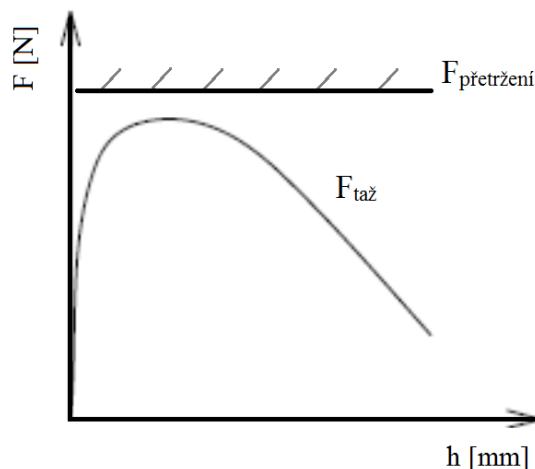
kde c zahrnuje vliv součinitele tažení m .

Součinitel tažení m , jehož hodnota se pro běžné operace tažení se pohybuje od 0,5 do 0,9, vyjadřuje zmenšení původního průměru přístřihu:

$$m = \frac{d}{D_0}. \quad (2.10)$$

Porovnáním rovnic (2.8) a (2.9) může být provedena kontrola proveditelnosti dané tažné operace (graficky na obrázku 12):

$$F_{taž} < F_{přetržení}. \quad (2.11)$$



Obr. 12 Průběh tažné síly v závislosti na pohybu tažníku a síla k utržení dna. [26]

Pokud bude splněna podmínka (2.11), nedojde k utržení dna výtažku. Celková síla F_c potřebná k tažení je určena silami tažnou, přidržovací F_p a vyhazovací F_v :

$$F_c = F_{taž} + F_p + F_v. \quad (2.12)$$

K určení případů, ve kterých je nutné použít přidržovač, je užíváno několika empirických vztahů, jako například podle Šofmana, kdy se přidržovač stává nutností po splnění následující podmínky, v opačném případě lze táhnout bez přidržovače:

$$D_0 - d > 18 \cdot s_0. \quad (2.13)$$

Z poměrné tloušťky Δs určuje použití přidržovače Freidling:

$$\Delta s = \left(\frac{s_0}{D_0} \right) \cdot 100; \quad \Delta s < 1,5 \text{ (přidržovač);} \quad \Delta s > 2 \text{ (bez přidržovače).} \quad (2.14)$$

Pokud se Δs nachází v intervalu hodnot (1,5; 2), je třeba způsob tažení ověřit. Norma ČSN 22 7301 uvádí určení způsobu tažení podle součinitele u :

$$u = 50 \cdot \left(z - \frac{\sqrt{s_0}}{\sqrt[3]{D_0}} \right); u \geq \frac{100 \cdot d}{D_0} \text{ (přidržovač); } u \geq \frac{100 \cdot d}{D_0} \text{ (bez přidržovače),} \quad (2.15)$$

kde z je materiálová konstanta, jejíž hodnota pro hlubokotažné ocelové plechy je $z = 1,9$.

V případě potřeby přidržovače je poté stanovena přidržovací síla:

$$F_p = S_c \cdot p_p, \quad (2.16)$$

kde S_c je plocha styku plechu s přidržovačem,

p_p je měrný přidržovací tlak, pro korozivzdorné oceli se pohybuje v rozmezí 2,0 až 5,0 MPa.

2.2 Funkční části tažných nástrojů [25], [26], [27], [28], [30], [31], [32]

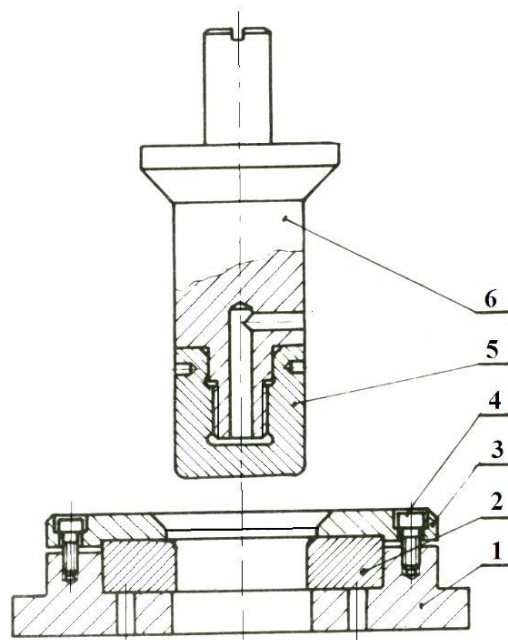
V předchozí podkapitole byl analyzován proces tažení z hlediska napjatosti a deformací polotovaru. Zde budou posouzeny především vlivy geometrie nástrojů, zejména poloměr zaoblení hrany tažnice R_{tc} , tažníku R_{tv} a tažná mezera (z obr. 11a). Jedním z nejjednodušších tažných nástrojů je tažidlo pro tažení mělkých kruhových výtažků bez přidržovače zobrazené na obrázku 13. Skládá se ze základní desky 1, do které je vložena tažnice 2. Zakládací kroužek 3 vymezuje polohu vloženého přístřihu a zároveň připevněním k základní desce šrouby 4 zajišťuje tažnici proti pohybu. Tažník je složen z funkční části 5 a držáku 6. Průměr funkční části tažníku bývá o 0,2 – 0,5 mm větší než průměr držáku. Středem tažníku je veden zavzdušňovací kanálek pro snadnější setření výtažku z tažníku.

Poloměr zaoblení tažnice R_{tc} ovlivňuje velikost napětí v materiálu a tím i tažnou sílu. Pro první tah je poloměr určován ze vzorce:

$$R_{tc} = 0,8 \cdot \sqrt{(D_0 - d) \cdot s_0}, \quad (2.17)$$

nebo podle ČSN 22 7301:

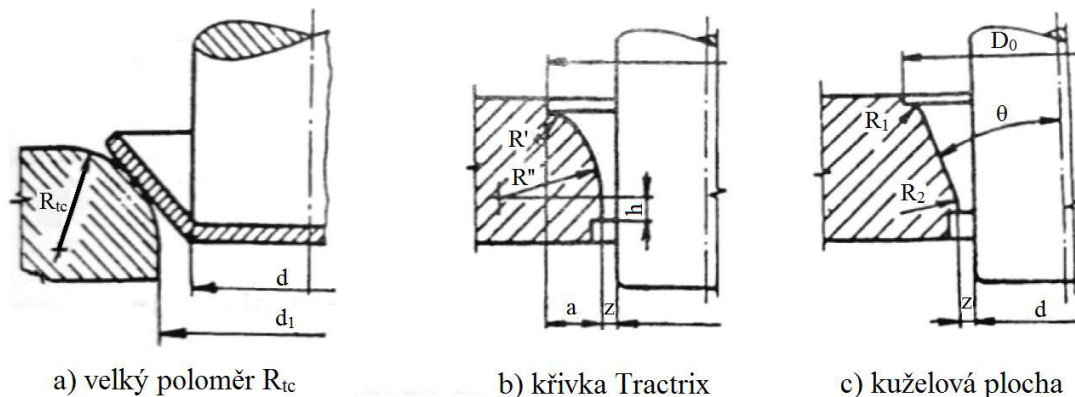
$$R_{tc} = (8 \text{ až } 10) \cdot s_0. \quad (2.18)$$



Obr. 13 Tažidlo pro mělké výtažky. [30]

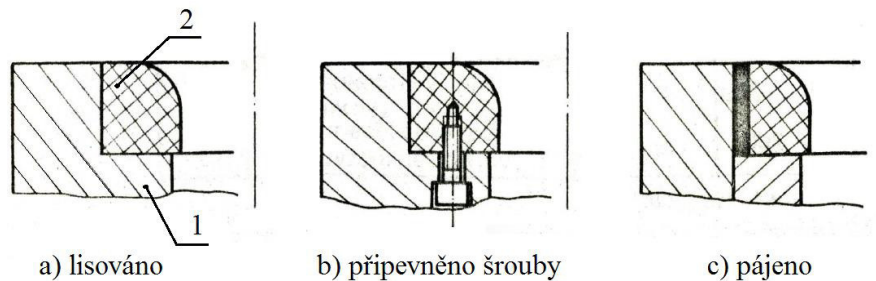
Další možností je určení z různých tabulek a diagramů, např. dle [31], [26]. Pokud se zvětší R_{tc} , je usnadněno vtahování materiálu do tažnice a je možné táhnout hlubší výtažky. Na druhou stranu se zmenší plocha pod přidržovačem, čímž vzniká nebezpečí výskytu defektů v podobě zvlnění.

Speciální tvary zaoblení tažné hrany jsou uvedeny na obrázku 14. Díky nim je dosahováno větších deformací, a tím nižšího stupně tažení. Používají se pro plechy větších tloušťek tažené bez přidržovače.



Obr. 14 Úpravy zaoblení tažné hrany. [25]

Z hlediska konstrukčního řešení existuje několik možností upevnění tažnice 2 k základové desce 1 na obrázku 15. Princip připevnění pomocí upínací desky a šroubů lze vidět na obrázku 13. Mezi další způsoby patří nalisování do základové desky, připevnění šrouby nebo pájení.



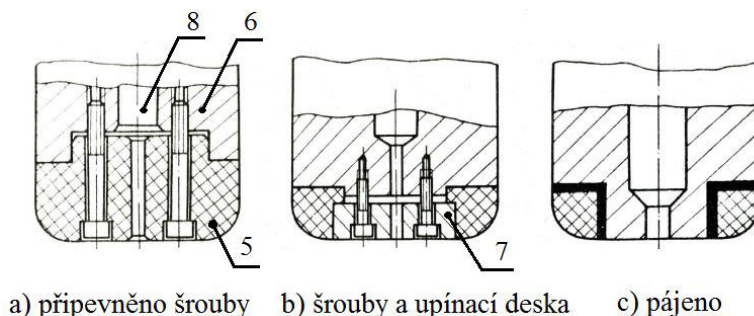
Obr. 15 Některé možnosti upevnění tažnice. [32]

Poloměr zaoblení tažné hrany tažníku R_{tv} se řídí podle optimální velikosti poloměru přechodu válcového pláště do dna výtažku vycházející z doporučení uvedených v tabulce 6. Pokud je potřeba táhnout s nižším poloměrem zaoblení, je nutné výtažek kalibrovat, kdy je postupně zmenšován R_{tv} bez změny konečného průměru výtažku.

Tab. 6 Minimální hodnoty R_{tv} .

Průměr výtažku [mm]	R_{tv} [mm]
10 až 100	$(3 \text{ až } 4) \cdot s_0$
100 až 200	$(4 \text{ až } 5) \cdot s_0$
200 a více	$(5 \text{ až } 7) \cdot s_0$

Konstrukční řešení tažníků vychází z upínací stopky a držáku, ke kterému je různými způsoby připevněna funkční část s poloměrem R_{tv} . Jde například o připevnění tažníku 5 k držáku 6 přímo pomocí šroubů nebo šroubů a upínací destičky 7 (obr. 16). Stejně jako u tažnic i funkční části tažníků je možné pájet. U menších tažníků do průměru 80 mm může být funkční část našroubována přímo na závitovou část stopky, viz předchozí obrázek 13. Středem tažníku je vždy veden zavzdušňovací kanálek 8 pro snadné setření výtažku z tažníku.



Obr. 16 Příklady konstrukčního řešení tažníků. [30]

Mezi tažníkem a tažnicí vzniká tažná mezera z (obr. 11), kterou je doporučeno volit o něco málo větší, než je tloušťka plechu s_0 , a to z několika důvodů. Prvním je fakt, že během tažení dochází vlivem tlakového tangenciálního napětí ke zpěchování volného okraje plechu, čímž se původní tloušťka zvětší. Druhým důvodem je určitá šířka tolerančního pole tloušťky plechu. Pokud je tažná mezera příliš malá, roste tažná síla a hrozí utržení dna. Naopak s příliš velkou tažnou mezerou hrozí vznik vln v plášti výtažku. Dle normy ČSN 22 7301 je optimální tažná mezera pro první operaci určena vztahem:

$$z = (1,2 \div 1,3) \cdot s_0. \quad (2.19)$$

Materiály vhodné ke konstrukci tažných nástrojů lze rozdělit do tří hlavních skupin.

- Konstrukční ocel, šedá litina a ocel na odlitky – jsou používány pro kotevní a vodící desky a lišty, vodící sloupky, odlitky pro základové desky a další stavebnicové části tažných nástrojů.
- Nástrojové oceli – jsou materiály vyrobené se zvláštní pečlivostí s požadavkem na vysokou tvrdost, pevnost v tlaku i houževnatost. Ve stavu po kalení a popouštění je vyžadována tvrdost 56 až 62 HRC. Slouží pro výrobu činných částí tažníku a tažnice. Pro zvýšení odolnosti proti opotřebení je možné tyto oceli povlakovat tvrdým chromem, případně nitridem titanu, a zvýšit tak jejich životnost pro účely velkosériové výroby.
- Ostatní materiály – patří mezi ně zejména keramiky a slinuté karbidy. Jsou používány pro nejvíce namáhané funkční části nástrojů. Slinuté karbidy jsou sice křehčí a musí se vkládat do zděří z nástrojových ocelí, ale mají dlouhou životnost a jsou tedy používány zvláště pro velké výrobní série. Ve speciálních případech je možné se setkat se zinkovými slitinami nebo hliníkovým bronzem u funkčních částí nástroje.

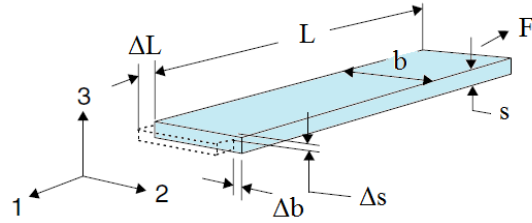
V předchozích odstavcích byla řeč obecně o prostém tažení, ve kterém lze rozlišovat dvě různé oblasti:

- hluboké tažení,
- mělké tažení.

Kritériem k rozdělení je poměr výšky výtažku k poloměru přístřihu. Pokud je poloměr přístřihu větší než výška kalíšku, jedná se o mělké tažení. Jak bylo zmíněno v kapitole 1, právě mělkým tažením lze charakterizovat výrobu prolisů. Proto bude v dalších částech práce teoreticky popsána a analyzována oblast mělkého tažení.

2.3 Rovinná napjatost [29], [33], [34], [35], [36]

Při teoretických výpočtech tváření plechů se počítá s rovinnou napjatostí, která bude demonstrována na přetvoření deskového tělesa. Rovinný plechový přístřih používaný v plošném tváření je charakteristický svými rozměry, z nichž délka L a šířka b jsou mnohem větší, než tloušťka s . Je zvykem umisťovat souřadný systém hlavních os 1, 2, 3 tak, jak je znázorněno na obrázku 17, tedy osa 1 ve směru délky, osa 2 ve směru šířky a osa 3 kolmo k povrchu desky. Bude-li na desku působit ve směru 1 vnější zatížení, bude se deska deformovat, což lze ve směru 1 vyjádřit pomocí poměrné deformace:



Obr. 17 Rozměry deskového elementu a hlavní souřadný systém. [33]

$$\varepsilon_1 = \frac{\Delta L}{L_0}, \quad (2.20)$$

kde ΔL je přírůstek délky.

Vztah (2.20) je užíván v případě malých deformací, pro větší plastická přetvoření je zavedena tzv. skutečná nebo logaritmická deformace, kterou lze v jednotlivých směrech zapsat pomocí následujících vyjádření:

$$\varphi_1 = \ln \frac{L}{L_0}, \quad (2.21)$$

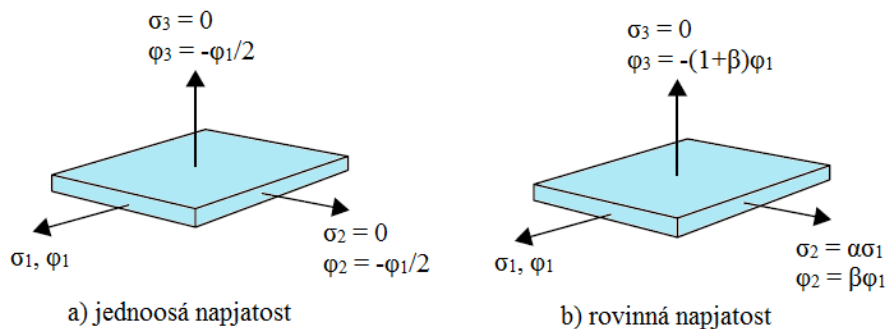
$$\varphi_2 = \ln \frac{b}{b_0} = -\frac{1}{2} \cdot \varphi_1, \quad (2.22)$$

$$\varphi_3 = \ln \frac{s}{s_0} = -\frac{1}{2} \cdot \varphi_1. \quad (2.23)$$

Vyjádření skutečných deformací ve směru 2 a 3 pomocí φ_1 vychází ze zákona konstantního objemu (2.4) a je možné pouze za těchto předpokladů:

- monotónní zatěžování, tzn. konstantní nárůst zatížení,
- deformace jsou sledovány od počátku plastických přetvoření do začátku tvorby krčku,
- hlavní osy jsou pevně svázány s materiálem a zatížení působí v těchto osách,
- materiál je izotropní, tj. má stejné vlastnosti ve všech směrech.

Zatím bylo uvažováno pouze zatížení ve směru 1, nenulové bylo tedy napětí σ_1 (obr. 18a). Během plošného tváření jsou ale ve skutečnosti nenulová všechny tři hlavní napětí. Nicméně napětí σ_3 kolmé k povrchu desky je mnohem menší, než σ_1 a σ_2 , proto je zaveden zjednodušující předpoklad, že napětí σ_3 je nulové (obr. 18b). Element je tedy ve stavu rovinné napjatosti se dvěma kladnými napětími.



Obr. 18 Hlavní napětí a přetvoření na deskovém elementu. [33]

K popisu napětí a přetvoření v jednotlivých osách je zaveden součinitel deformace β a součinitel napětí α (také označované jako ukazatele stavu deformace a napjatosti). Při platnosti předchozích předpokladů budou oba součinitelé konstantní během celého procesu zatěžování. S využitím součinitele deformace lze pro případ rovinného napětí složky deformace φ_2 a φ_3 vyjádřit pomocí φ_1 :

$$\varphi_2 = \beta \cdot \varphi_1, \quad (2.24)$$

$$\varphi_3 = -(1 + \beta) \cdot \varphi_1. \quad (2.25)$$

Stejně tak napětí σ_2 je možné zapsat pomocí σ_1 a součinitele napětí:

$$\sigma_2 = \alpha \cdot \sigma_1. \quad (2.26)$$

Například pro jednoosé tahové zatížení mají koeficienty hodnoty $\beta = -1/2$ a $\alpha = 0$. Jednoosá napjatost se vyskytuje například při tahové zkoušce (podrobněji bude rozebrána dále), při které je získáván důležitý parametr symbolizující přechod z elastického do plastického stavu – mez kluzu σ_k . Pokud pouze jedno hlavní napětí je nenulové, mez kluzu je určena tímto napětím a lze napsat $\sigma_k = \sigma_1$. Protože ve většině případů se při tváření setkáváme s víceosou napjatostí, kde je mez kluzu funkcí více proměnných, byly zavedeny podmínky plasticity:

- Podmínka maximálních smykových napětí (Trescova), podle které nastává plastická deformace, když maximální smykové napětí překročí mezní hodnotu napětí, která je pro daný materiál konstantní hodnotou nezávislou na napjatosti. Obecně je podmínka definována jako:

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} = \frac{\sigma_k}{2}. \quad (2.27)$$

Pro speciální případ rovinné napjatost na deskovém elementu definované výše, potom bude mít podmínka (2.27) za předpokladu $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ tvar:

$$\sigma_k = \sigma_1 - \sigma_3. \quad (2.28)$$

Graficky je podmínka znázorňována v Haighově prostoru jako šestiboký hranol. Povrch obrazce je potom plochou plasticity, uvnitř je materiál v elastickém stavu, vně v plastickém. Pro případ rovinné napjatosti vzniká křivka plasticity určená nepravidelným šestiúhelníkem (obr. 19a).

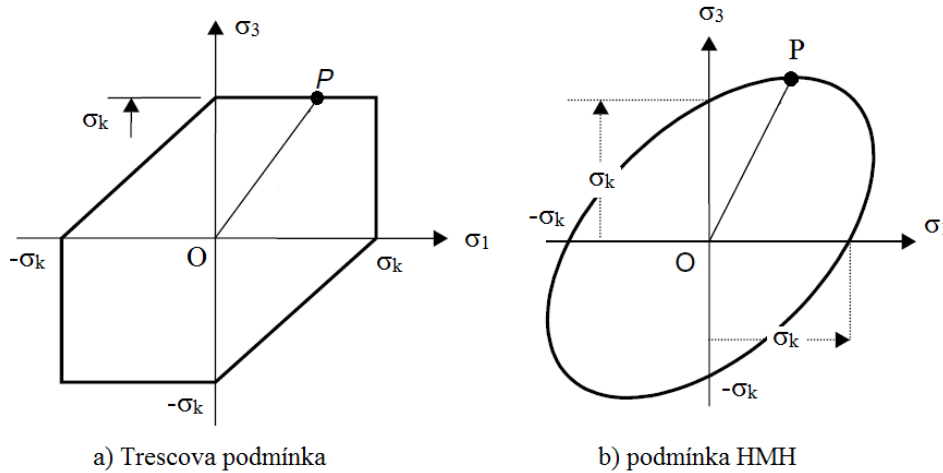
- Podmínka HMH (Hüber, Mises a Hencky) je založena na předpokladu, že k přechodu z elastického do plastického stavu dojde, když efektivní napětí dosáhne kritické hodnoty rovné meze kluzu. Pro obecnou napjatost určenou hlavními napětími je podmínka HMH zapisována v tomto tvaru:

$$\sigma_{ef} = \sigma_k = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}. \quad (2.29)$$

Pro rovinnou napjatost deskového elementu (obr. 18b), kdy se předpokládá $\sigma_3 = 0$, lze vztah (2.29) vyjádřit pomocí zbývajících nenulových napětí a za σ_2 dosadit z (2.26):

$$\sigma_{ef} = \sigma_k = \sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2 + \sigma_2^2} = \left(\sqrt{1 - \alpha + \alpha^2} \right) \sigma_1. \quad (2.30)$$

V Haighově prostoru podmínku HMH reprezentuje povrch válce, pro rovinnou napjatost přechází do křivky plasticity tvořené elipsou (obr. 19b). Obě podmínky jsou shodné ve vrcholech šestiúhelníku plasticity, v ostatních bodech se jejich vyjádření liší. Na obrázku 19 je také znázorněno prosté zatěžování z bodu O do bodu P, ve kterém je dosaženo meze kluzu a materiál je dále deformován plasticky. Prosté zatěžování znamená, že nárůst všech složek napětí je úměrný. Konstantou úměrnosti je součinitel napětí α .



Obr. 19 Grafické znázornění podmínek plasticity. [33]

2.4 Vztah mezi součinitelem napětí a přetvoření [33], [34], [36], [37], [38]

V teorii plastici je uvažováno hydrostatické napětí σ_h , které působí změnu objemu. Lze jej přirovnat k hydrostatickému tlaku, to znamená, že je ve všech hlavních směrech stejné:

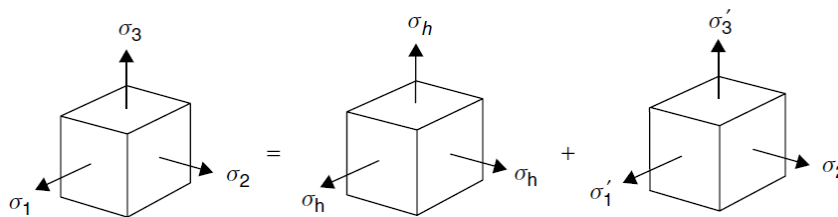
$$\sigma_h = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}. \quad (2.31)$$

Po jeho odečtení od hlavních napětí zůstávají deviační (nebo redukovaná) napětí, která lze vyjádřit opět pomocí σ_1 a součinitele napětí α (obr. 20):

$$\sigma'_1 = \frac{2 - \alpha}{3} \cdot \sigma_1, \quad (2.32)$$

$$\sigma'_2 = \frac{2\alpha - 1}{3} \cdot \sigma_1, \quad (2.33)$$

$$\sigma'_3 = -\left(\frac{1 + \alpha}{3}\right) \cdot \sigma_1. \quad (2.34)$$



Obr. 20 Složky hlavních napětí. [38]

Jelikož hydrostatická složka působí na element ve všech směrech stejným napětím, je nepravděpodobné, že by sama o sobě měla za následek změnu tvaru. S tou je spojována druhá složka, tedy deviační napětí. Podle Lévy-Misesovy hypotézy bude poměr přírůstků deformace stejný jako poměr deviačních napětí:

$$\frac{d\varepsilon_1}{\sigma'_1} = \frac{d\varepsilon_2}{\sigma'_2} = \frac{d\varepsilon_3}{\sigma'_3}. \quad (2.35)$$

Pokud bude opět uvažováno monotónní zatěžování a proporcionality definované výše, mohou být přírůstky deformací nahrazeny přirozenými deformacemi rozepsanými podle vztahů (2.24) a (2.25). Podobně deviační napětí mohou být nahrazena vztahy (2.32) až (2.34):

$$\frac{\varphi_1}{2 - \alpha} = \frac{\varphi_2}{2\alpha - 1} = \frac{\beta\varphi_1}{2\alpha - 1} = \frac{\varphi_3}{-(1 + \alpha)} = \frac{-(1 + \beta) \cdot \varphi_1}{-(1 + \alpha)}. \quad (2.36)$$

Z rovnice (2.36) lze potom vyjádřit vztah mezi součiniteli α a β :

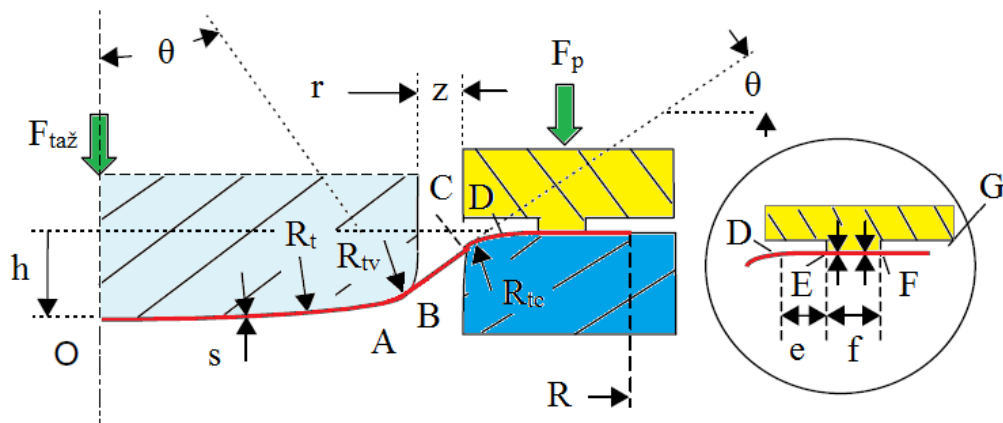
$$\alpha = \frac{2 \cdot \beta + 1}{2 + \beta}. \quad (2.37)$$

Nyní byly stanoveny předpoklady a závislosti na jejichž základě může být provedena analýza mělkého tažení.

2.5 Řešení mělkého tažení [33], [34], [39]

Aby bylo možné mělké tažení, stejně jako další tvářecí procesy, řešit analyticky, je nutné zavést určitá zjednodušení reálného děje. Na obrázku 21 je znázorněn proces mělkého tažení. Zjednodušením je zobrazení v rovině a využití osové symetrie, což je možné díky použití rotačně symetrického nástroje a polotovaru. Nástroj se skládá z tažníku se zaoblením čelní plochy R_t a zaoblením tažné hrany R_{tv} . Prstencová tažnice má upravenou tažnou hranu zaoblením na poloměr R_{tc} . Kruhový přístřih je tažníkem vtahován do tažnice působením síly $F_{taž}$ a zároveň je brzděn tlakem přidržovače vyvolaným silou F_p .

Mezi body O až B je materiál v kontaktu s tažníkem a je vtahován do tažnice. Volná část plechu mezi tažníkem a tažnicí je ohraničena body B a C. V oblast vymezené body C a D dochází ke kontaktu plechu s poloměrem zaoblení tažnice. Následuje část přístřihu bez kontaktního tlakového zatížení až do bodu E, kde mezi E a F působí tlakové zatížení vyvolané přidržovačem. Na volnou část plechu od bodu F po G již nepůsobí žádné zatížení.



Obr. 21 Geometrický model mělkého tažení. [33]

Je předpokládáno, že všechny oblasti od bodu O až po F jsou deformovány plasticky. V průběhu procesu se napříč výtažkem mění průběhy deformace a napětí, které budou určovány na nekonečně malém vytknutém elementu (obr. 22). Hlavní souřadný systém je orientován tak, že směr 1 je radiální, směřuje od volného okraje přístříhu do středu. Na něj kolmý směr 2 je tangenciální a osa 3 vede kolmo k povrchu směrem z plechu ven. Element se nachází ve stavu rovinné napjatosti a deformace, pro který jsou určeny součinitele $\alpha = 1/2$ a $\beta = 0$. Jednotlivá přetvoření jsou potom vyjádřena na základě φ_1 z rovnic (2.24) a (2.25):

$$\varphi_2 = \beta \cdot \varphi_1 = 0, \quad (2.38)$$

$$\varphi_3 = -(1 + \beta) \cdot \varphi_1 = -\varphi_1. \quad (2.39)$$

Efektivní deformace určuje intenzitu deformace v případě, že je nenulových více složek deformace. Lze ji vyjádřit pomocí součinitele β a dosazením získat tuto závislost:

$$\varphi_{ef} = \left[\sqrt{\frac{4}{3} \cdot (1 + \beta + \beta^2)} \right] \cdot \varphi_1 = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \varphi_1. \quad (2.40)$$

K dalším výpočtům je důležité vyjádřit okamžitou tloušťku stěny v daném místě, k čemuž bude využito vztahů (2.2) a (2.39):

$$s = s_0 \cdot e^{-(1+\beta) \cdot \varphi_1} = s_0 \cdot e^{(-\varphi_1)}. \quad (2.41)$$

Pro napětí na elementu (obr. 22) s využitím součinitele napětí α lze napsat:

$$\sigma_2 = \alpha \cdot \sigma_1 = \frac{1}{2} \cdot \sigma_1. \quad (2.42)$$

Vzájemný vztah napětí a plastické deformace vyjadřuje obecně známý Ludwik-Holomonův vztah:

$$\sigma_{ef} = K \cdot (\varphi_{ef})^n. \quad (2.43)$$

kde K [MPa] je materiálová konstanta,

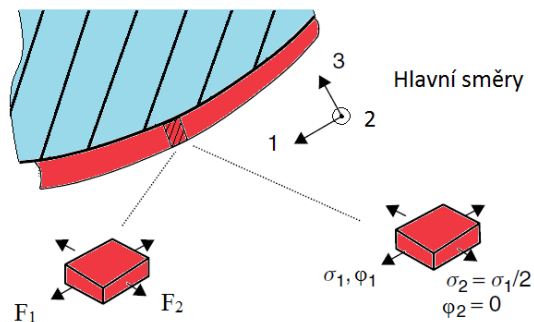
n je exponent deformačního zpevnění charakteristický pro daný materiál.

Do rovnice (2.43) je následně dosazeno ze vztahů (2.30) za σ_{ef} a (2.40) za φ_{ef} :

$$\left(\sqrt{1 - \alpha + \alpha^2} \right) \cdot \sigma_1 = K \cdot \left[\sqrt{\frac{4}{3} (1 + \beta + \beta^2)} \cdot \varphi_1 \right]^n \Rightarrow \sigma_1 = \frac{2K}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \varphi_1 \right)^n. \quad (2.44)$$

Z vyjádření hlavní deformace ve směru 3 (2.39) vyplývá, že během procesu se bude měnit tloušťka zpracovávaného plechu. Aby bylo možné její vliv zohlednit, je zavedena tzv. tahová síla na jednotku délky, která vlastně vyjadřuje membránové napětí akumulované v určité délce. Dosazením za tloušťku z (2.41) je potom získán výsledný vztah:

$$F_{t1} = \sigma_1 \cdot s = \frac{2 \cdot K \cdot s_0}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \varphi_1 \right)^n \cdot e^{(-\varphi_1)}. \quad (2.45)$$



Obr. 22 Vytknutý element plechu pod tažníkem. [33]

Pohybem tažníku ve směru síly $F_{taž}$ (obr. 21) dochází k natahování plechu, a tím k jejich vzájemnému pohybu, což má za následek vznik tření. Pokud je tedy vyhodnocován průběh síly F_{t1} na poloměru tvářeného polotovaru např. od bodu O do bodu A, je třeba tření zohlednit:

$$F_{t1A} = F_{t1} \cdot e^{f \cdot \alpha}, \quad (2.46)$$

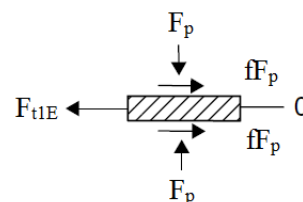
kde f je koeficient tření,
 α značí úhel opásání.

Tímto způsobem (2.45, 2.46) lze stanovit velikosti sil $F_{t1O} - F_{t1E}$. Mezi body E a F je umístěn přidržovač, který zabraňuje plechu, aby byl náraz vtažen do tažnice. Za předpokladu, že síla působící na volný konec polotovaru za přidržovačem je nulová (body F a G na obr. 21), musí přidržovač působit takovou silou F_p , aby třecí síla vykompenzovala tahovou sílu F_{t1E} (obr. 23):

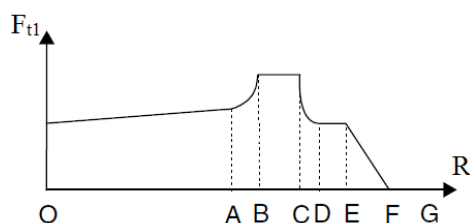
$$F_{t1E} = 2 \cdot f \cdot F_p. \quad (2.47)$$

Průběh sil po délce plechu z bodu O do bodu F potom vypadá stejně jako na obrázku 24. V ose rotační symetrie má síla F_{t1O} určitou nenulovou hodnotu závislou pouze na skutečné deformaci φ_1 a na materiálových vlastnostech tvářeného plechu. Směrem od středu je velikost síly zvětšována vlivem tření v závislosti na úhlu opásání a koeficientu tření. Mezi body B a C se velikost síly nemění, protože tato část není v kontaktu s nástrojem, pouze sílu přenáší. Třecí síla v oblasti zaoblení tažné hrany a pod přidržovačem již působí v opačném směru k hlavnímu směru 1, a proto tyto síly snižují celkovou hodnotu tahové síly F_{t1} .

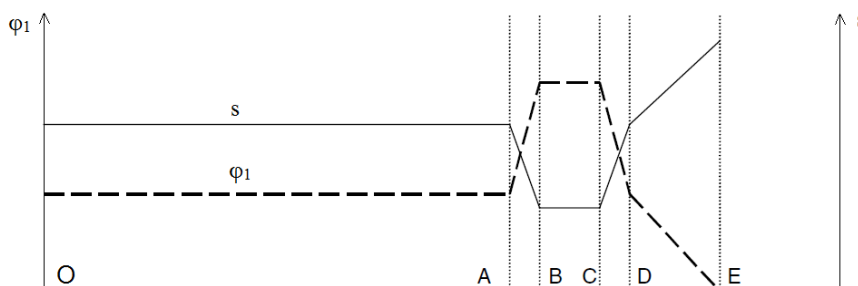
Jsou-li známy hodnoty sil F_{t1} v jednotlivých bodech, je možné určit další veličiny. Skutečnou deformaci φ_1 určuje Marciniak metodou pokus omyl z rovnice (2.45). Pomocí přetvoření je již snadné dopočítat tloušťku plechu ze vztahu (2.41). Teoretické průběhy velikosti deformace a tloušťky po délce plechu jsou znázorněny na obrázku 25. K výpočtu je nutné znát velikost přetvoření φ_1 v bodě O.



Obr. 23 Silové poměry pod přidržovačem. [33]



Obr. 24 Průběh síly F_{t1} na délce plechu. [33]



Obr. 25 Průběh skutečné deformace a tloušťky. [33]

2.6 Hodnocení tvařitelnosti plechů [25], [16], [26], [40]

Ve tváření je rozlišováno několik pojmů týkajících se tvařitelnosti. Je to plasticita, která se posuzuje v oblasti homogenní rovnoměrné deformace do okamžiku ztráty plastické stability a tvorby krčku. Zjištění jejích charakteristik je prováděno pomocí základních zkoušek, jako je například tahová zkouška. Pojem tvařitelnost vyjadřuje schopnost materiálu měnit tvar trvale a bez porušení tvářeného dílce za určitých technologických podmínek. Je tedy posuzována v celém rozsahu deformačního děje až do vzniku trhliny. Technologická tvařitelnost potom uvažuje kromě schopností materiálu také možnosti dané technologie vyrobit dílec bez vad a porušení.

Hlavní faktory ovlivňující plasticitu a tvařitelnost v plošném tváření, které musí být brány v potaz, jsou:

- druh materiálu a jeho struktura,
- okolní podmínky (teplota, tření, rychlost deformace),
- napětově deformační stav a jeho časový průběh,
- geometrický faktor (tloušťka plechu, tvar tvářecích nástrojů),
- vliv kvality povrchu,
- vliv anizotropie.

2.6.1 Tahová zkouška [25], [26], [41], [42]

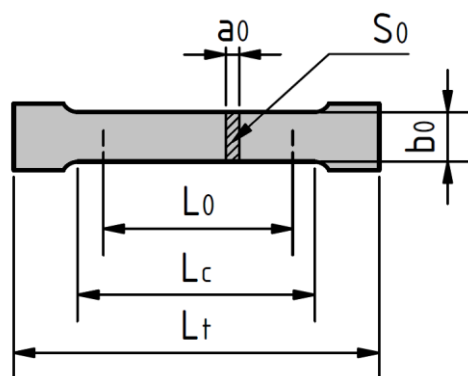
Tato zkouška poskytuje základní posouzení plasticity materiálu při jednoosé napjatosti. Je prováděna podle určitých pravidel uvedených v normě ČSN EN ISO 6892-1. Může být prováděna jak na kruhových, tak na plochých i dalších vzorcích s definovanou geometrií. Příklad plochého vzorku je uveden na obrázku 26. K vyhodnocení zkoušky jsou důležité především počáteční tloušťka a_0 , šířka b_0 a délka měřené části vzorku L_0 . Výsledkem zkoušky je tahový diagram, vytvořený na základě měřené síly F působící na vzorek a prodloužení vzorku ΔL . Tyto veličiny jsou poté přepočítány na poměrné přetvoření (2.20) a smluvní napětí R :

$$R = \frac{F}{S_0}, \quad (2.48)$$

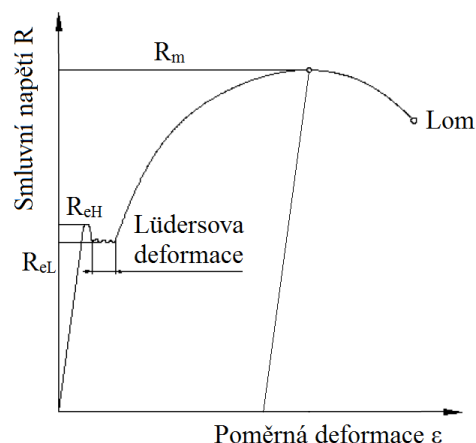
kde počáteční průřez $S_0 = a_0 \cdot b_0$.

Diagram na obrázku 27 je označován jako smluvní proto, že hodnoty napětí jsou získány pomocí počátečního průřezu S_0 . Skutečný průřez se ale při natahování vzorku podle zákona o zachování objemu zmenšuje. Pro velké deformace je proto užitečné používat druhý typ tahového diagramu, který je vynášen v závislosti skutečného napětí na skutečné deformaci (2.21):

$$\sigma = \frac{F}{S}. \quad (2.49)$$



Obr. 26 Plochý vzorek pro tahovou zkoušku. [41]



Obr. 27 Smluvní tahový diagram. [40]

Pro tváření je důležitý přechod materiálu z pružného do plastického stavu. Kritické napětí v tomto bodě je označováno jako mez kluzu R_e . Ve skutečnosti lze často rozlišit mez kluzu horní R_{eH} a dolní R_{eL} , po kterých může následovat Lüdersova deformace. Ta způsobuje vznik viditelných skluzových čar, a tím znehodnocení povrchu dílce. V místě, kde končí homogenní plastická deformace, je určena mez pevnosti R_m . Poměr meze kluzu a pevnosti je dobrým a snadno dosažitelným ukazatelem plasticity. Jeho hodnota pro kovy s mimořádně dobrou schopností plastické deformace je následující:

$$\frac{R_e}{R_m} \leq 0,65. \quad (2.50)$$

Často se stává, že ocel nemá výraznou mez kluzu, potom je určena smluvní mez kluzu $R_{p0,2}$ na základě rovnoběžky s lineární závislosti podle Hookova zákona vedené z bodu o hodnotě deformace 0,2 %, viz obr. 28. Samotný Hookův zákon je určen vztahem:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon, \quad (2.51)$$

kde konstantou úměrnosti mezi napětím a poměrnou deformací je modul pružnosti E .

Na porovnání geometrie vzorku před a po zkoušce jsou založeny další charakteristiky plasticity, a to kontrakce Z a tažnost A . Čím vyšší jsou jejich hodnoty, tím lepší je tvařitelnost materiálu:

$$Z = \frac{S_0 - S_U}{S_0}, \quad (2.52)$$

$$A = \frac{L_U - L_0}{L_0}, \quad (2.53)$$

kde S_U je průřez vzorku po dokončení zkoušky,

L_U je konečná délka vzorku.

Jedním z hlavních faktorů ovlivňujících tvařitelnost je také, jak bylo poznamenáno výše, rychlost deformace. Aby výsledky tahové zkoušky nebyly tímto faktorem ovlivněny, provádí se za kvazistatických podmínek, kdy je rychlost deformace velmi malá, řádově 10^{-4} až 10^0 s^{-1} . K určení rychlosti logaritmického přetvoření $\dot{\varphi}$ je využíván vztah vycházející z derivace tohoto přetvoření podle času. Následnou úpravou dosazením za $d\varphi$ je získán základní obecně platný vztah pro rychlost přetvoření:

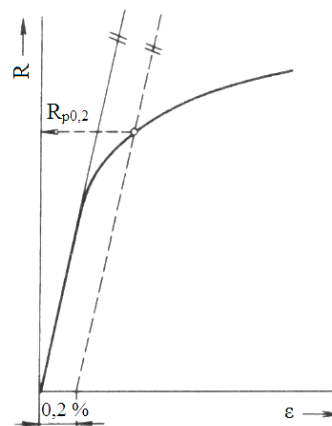
$$d\dot{\varphi} = \frac{d\varphi}{dt} = \frac{dh}{h} \cdot dt = \frac{v}{h}, \quad (2.54)$$

kde v je okamžitá rychlost pohybu nástroje,

h je okamžitá výška (nebo délka L) tvářeného tělesa.

Z okamžitých hodnot rychlosti deformace je následně určena střední rychlost přetvoření za předpokladu konstantní okamžité rychlosti:

$$\dot{\varphi}_{stř} = \frac{v \cdot \ln \frac{L}{L_0}}{L - L_0}. \quad (2.55)$$



Obr. 28 Smluvní mez kluzu. [34]

2.6.2 Anizotropie [25], [26], [29]

Tento jev doprovází všechny plechové polotovary, protože vzniká už při jejich výrobě. Anizotropii lze rozdělit na:

- strukturální,
- krystalografickou.

Prvně jmenovaná je dána protažením, redistribucí a orientací vměstků ve směru válcování. Ovlivňuje chování materiálu především v oblasti deformací blízkých porušení spojitosti. V druhém případě jde o prodloužení a usměrnění zrn ve směru válcování, což má vliv na mez kluzu, mez pevnosti a součinitele plastické anizotropie. Vliv krystalografické anizotropie lze na rozdíl od strukturální snížit tepelným zpracováním v podobě rozpouštěcího žíhání.

K posouzení míry anizotropie a tvařitelnosti plechů jsou užívány následující ukazatele.

- Součinitel normálové anizotropie r_α – vyjadřuje nerovnoměrnost pevnostních charakteristik v rovině plechu proti charakteristikám ve směru tloušťky:

$$r_\alpha = \frac{\varphi_2}{\varphi_3}. \quad (2.56)$$

Protože se hodnota normálové anizotropie mění v závislosti na orientaci odebraného vzorku vzhledem ke směru válcování, vyjadřuje se váženým průměrem ze vzorků odebraných pod úhlem 0° , 45° a 90° ke směru válcování:

$$r_s = \frac{1}{4} \cdot (r_0 + 2r_{45} + r_{90}). \quad (2.57)$$

Velikost hodnoty normálové anizotropie ukazuje na odolnost plechu vůči ztenčení při tažení, čím je vyšší, tím je plech odolnější.

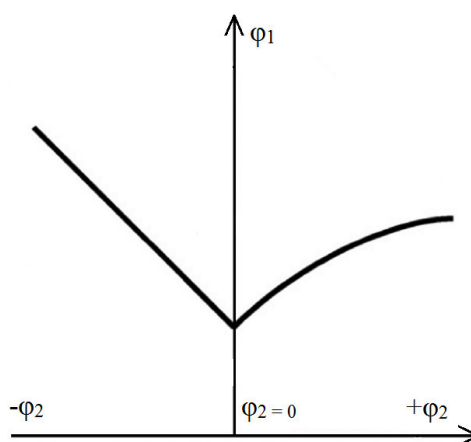
- Součinitel plošné anizotropie Δr – určuje odlišnost mechanických vlastností v rovině plechu vzhledem ke směru válcování. Princip hodnocení je podobný, jako u normálové anizotropie:

$$\Delta r = \frac{1}{2} \cdot (r_0 - 2r_{45} + r_{90}). \quad (2.58)$$

Součinitel plošné anizotropie souvisí s náchylností ke vzniku cípů při tažení. Pro dobrou tvařitelnost jsou optimální vysoké hodnoty normálové anizotropie a malé hodnoty plošné anizotropie.

2.6.3 Křivky mezní tvařitelnosti plechů [25], [26], [39]

Nejpoužívanějším nástrojem k hodnocení tvařitelnosti je Goodwin-Kellerův diagram (obr. 29). Je vynášen ve dvou osách hlavní skutečné deformace. Na svislé ose je převládající kladné hlavní přetvoření φ_1 , na vodorovné potom vedlejší přetvoření φ_2 (nebo φ_3), které může být jak kladné, tak záporné. Nad křivkou je oblast nebezpečí porušení, pod křivkou se nachází bezpečná oblast bez trhlin. V případě, že jsou známy velikosti logaritmických deformací φ_1 a φ_2 v kritických bodech výtažku, je možné určit, zda dojde k porušení plechu. Polohu a tvar křivek ovlivňuje především chemické složení daného materiálu, dále potom exponent deformačního zpevnění, tloušťka plechu (s rostoucí hodnotou se zvyšují mezní hodnoty na svislé ose) a normálová anizotropie.



Obr. 29 Goodwin-Kellerovy křivky mezní tvařitelnosti. [39]

3 METODA KONEČNÝCH PRVKŮ [25], [43], [44], [45]

Analytické řešení jednoduchých úloh tváření (např. mělké tažení popsané v odstavci 2.5, hluboké tažení podle Sachse, apod.) je sice relativně přesné, ale s rostoucí složitostí úlohy se zvyšuje také množství zaváděných zjednodušení, což má za následek odchylování výsledku výpočtu od reálného chování. Neúměrně narůstá také obtížnost výpočtu. Zde existuje prostor pro uplatnění numerických metod řešení, které se liší základním přístupem k úloze. Analytické metody uvažují nekonečně malý vytknutý element tělesa, na kterém řeší silovou rovnováhu pomocí parciálních diferenciálních rovnic, počátečních a okrajových podmínek. Naproti tomu numerické řešení vychází z nahrazení tělesa prvky s konečnými rozměry. Těleso je poté řešeno po částech v jednotlivých uzlových bodech mezi prvky. Použití a rozvoj těchto metod byl umožněn nástupem výpočetní techniky v 60. letech minulého století. V současnosti jsou pro simulaci tváření plechu využívány zejména tyto metody:

- metoda konečných diferencí (FDM – finite difference method),
- metoda hraničních prvků (BEM – boundary element method),
- bezsít'ová metoda (mesh free method),
- metoda konečných prvků (MPK, z anglického FEM – finite element method).

Další odstavce již budou zaměřeny jen na poslední jmenovanou metodu konečných prvků, která se postupně stala nejen pro simulace tvářecích procesů nejpoužívanější metodou.

Metoda MKP je využívána mnoha simulačními programy, například ABAQUS, ADINA, ANSYS nebo LS-DYNA. Práce s těmito systémy se obvykle skládá ze tří základních fází:

- preprocessing
- processing
- postprocessing

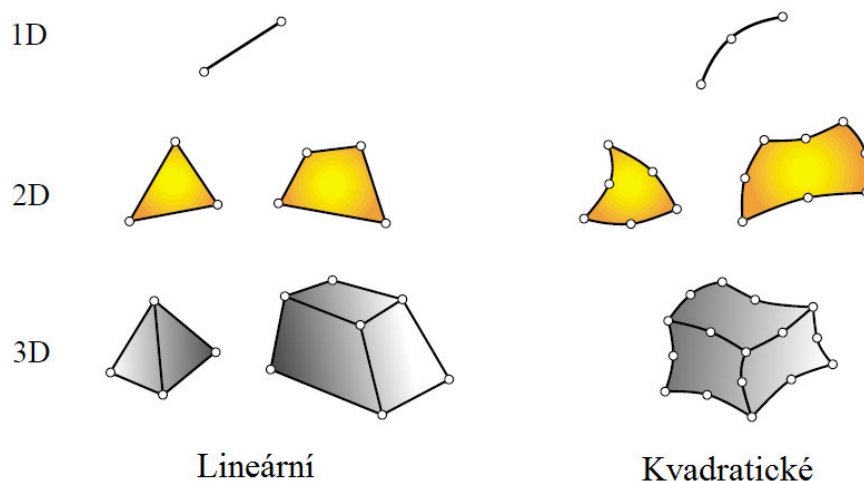
Součástí preprocessingu je přiřazení materiálového modelu zkoumanému tělesu, jeho rozdělení na konečný počet malých elementů a definování okrajových podmínek simulovaného děje. Tyto podmínky jsou dvojího typu – silové a geometrické. V případě styku více těles je důležité definovat tření. V rámci processingu dochází k sestavení a řešení maticových rovnic s aplikací počátečních podmínek. Ve fázi postprocessingu jsou zobrazeny výsledky výpočtů a jejich vykreslení na původním modelu. Samozřejmostí je export dat do tabulkového procesoru.

3.1 Diskretizace [44], [45], [46], [47], [48], [49], [50], [51]

Při řešení úlohy MKP jsou hledány proměnné jako posunutí, napětí, teplota nebo rychlost, které se mohou nacházet v nekonečně mnoha bodech řešené oblasti a jsou funkcemi souřadnic x , y , z . Jestliže je těleso rozděleno na jednoduché geometrické prvky (nejčastěji trojúhelníky, čtverce), jsou získány v jejich rozích nebo na jejich hranách uzly. Při znalosti okrajových podmínek v krajních uzlech a při funkční závislosti hledaných proměnných v jednotlivých uzlech je postupně dopočítané řešení úlohy ve všech uzlech vyšetřované oblasti.

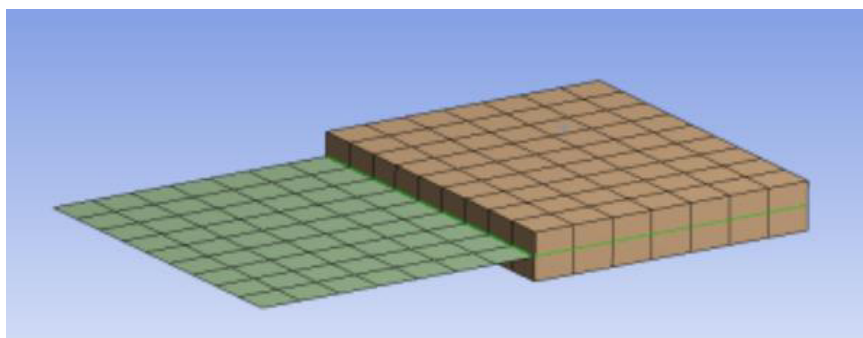
Protože tvar tělesa je pomocí prvků popsán jen přibližně, je zřejmé, že jejich tvar a velikost bude mít vliv na přesnost výpočtu. V nabídce simulačních programů MKP existuje celá řada diskretizačních prvků, které lze rozdělit podle dimenzí výpočetního prostoru:

- 1D – prutové prvky – používají se k náhradě tažených a tlačných tyčí, profilů a nosníků, jejichž profil je zadáván pomocí parametru jako plocha nebo kvadratické momenty, viz obr. 30,
- 2D – trojúhelníky a čtyřúhelníky – slouží k simulacím v rovině,
- 3D – čtyřstěny, pětistěny, šestistěny – jsou určeny k aproximaci prostorových těles.



Obr. 30 Příklady některých konečných prvků. [51]

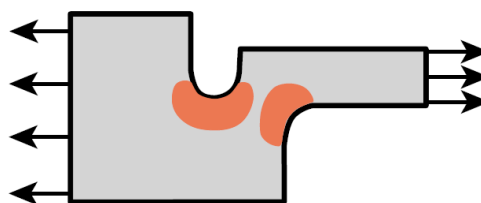
- skořepinové (shell) prvky jsou využívány v trojrozměrném prostoru pro aproximaci těles, s jedním rozměrem mnohem menším v poměru ke zbývajícím dvěma rozměrům, například u součástí z plechu. Zbývající třetí rozměr je potom zadán jako parametr. Rozdíl mezi shell a 3D prvky je ukázán na obrázku 31, kde vlevo je část deskového tělesa nahrazena pomocí shell prvků, pravou polovinu tvoří pravidelné šestistěny.



Obr. 31 Použití shell prvků. [50]

Základní prvky ve všech dimenzích jsou nazývány lineárními, pro které platí, že uzly jsou umístěny jen ve vrcholech. U kvadratických prvků se uzly nachází i uprostřed hran, což umožňuje jejich zakřivení, a to zlepšuje aproximaci objektu a zpřesňuje výpočet.

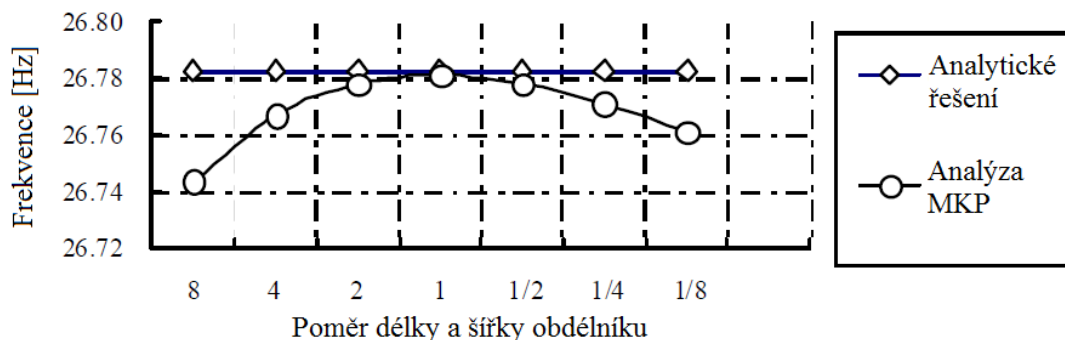
Pro většinu základních strukturálních analýz jsou lineární prvky dostačující. Problém může nastat v místech s náhlou změnou hledané veličiny, například koncentrace napětí při skokové změně průřezu, na obrázku 32 jsou taková místa zvýrazněna červeně. V takovém případě je nutné zjemnit v daném místě síť. Kvadratické prvky se uplatňují tam, kde nelze aplikovat síť tvořenou lineárními prvky, jako příklad lze uvést složitě zakřivené geometrické objekty.



Obr. 32 Příklad místa vyžadujícího zjemnění sítě. [51]

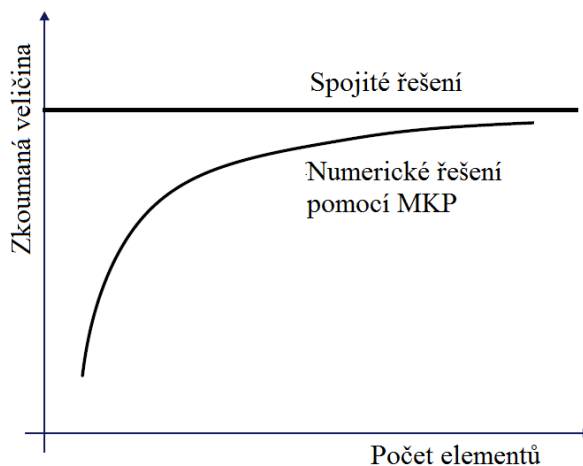
Dále je nutné u lineárních prvků dát pozor na jejich velkou distorzi, která může nastat při větších přetvořeních, a která nepříznivě ovlivňuje přesnost výpočtu. V takovém případě je možné aplikovat tzv. remeshing, což je náhrada zdeformované sítě během výpočtu novou sítí.

Při aplikaci lineárních prvků je třeba dbát také na to, aby byly co nejvíce pravidelné, tzn. ve 2D používat rovnostranné trojúhelníky a čtverce. Na obrázku 33 je demonstrován vliv poměru délky a šířky obdélníkového prvku na vlastní frekvenci deskového objektu při modální analýze metodou konečných prvků.



Obr. 33 Vliv tvaru obdélníkového prvku na přesnost výpočtu MKP. [48]

Jak už bylo řečeno, přesnost řešení je ovlivněna nejen tvarem prvků, ale také jejich počtem. Čím hustší síť bude aplikována, tím lepší aproximace skutečného tvaru tělesa bude dosaženo. To se projeví přiblížením hledané veličiny získané pomocí numerického a spojitého řešení. Tato konvergence je znázorněna na obrázku 34. Je zřejmé, že existuje hranice, po jejímž překročení již přesnost řešení neroste, pouze je s rostoucím počtem prvků navyšován čas potřebný k výpočtu úlohy. Nutno podotknout, že numerické řešení díky své aproximační podstatě nikdy nedosáhne přesného řešení, vždy se bude jednat o řešení přibližné. Jak velká bude odchylka od skutečnosti závisí jak na výše popsaném vlivu elementů, tak na dalších aspektech popsaných v dalších odstavcích.



Obr. 34 Závislost přesnosti řešení na počtu elementů. [49]

3.2 Napět'ově-deformační úlohy MKP [43], [45], [51], [52]

Po splnění všech úkolů spadajících do preprocessingu je možné přistoupit k samotnému řešení úlohy. To znamená, že je definováno těleso se známou geometrií, materiálem, zatížením a vazbami k okolí, pro které je třeba určit deformaci a napjatost, tzn. odezvu tělesa. Nejen v oblasti tváření je k tomu používána napět'ově deformační analýza, která v obecné prostorové statické úloze uvažuje 15 neznámých parametrů proměnných x, y, z :

- tři posuvy: u, v, w ,
- šest přetvoření: $\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z, \gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}$,
- šest napětí: $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$.

Tyto parametry jsou navzájem svázány systémem obecných rovnic, mezi které patří rovnice rovnováhy, geometrické rovnice a konstitutivní vztahy mezi deformací a napjatostí. Tyto rovnice musí být uvnitř řešeného tělesa splněny. Dále musí být splněny okrajové podmínky na hranici vyšetřovaného tělesa. Celkem systém obsahuje 15 rovnic pro 15 neznámých parametrů posuvů, přetvoření a napětí, jejichž řešením lze získat jednu skupinu neznámých nezávislých

parametrů, které popisují řešení úlohy. Podle této skupiny je potom možné dělit přístupy k řešení úlohy na:

- deformační (neznámými jsou složky posuvů),
- silový (neznámými jsou složky napětí),
- rychlostní (neznámými je pole rychlostí),
- smíšený (jde o kombinaci výše uvedených).

U numerických výpočtů MKP převládá deformační přístup, který je řešen pomocí Lagrangeova variačního principu. Ten říká, že ze všech definovaných funkcí posuvů vyhovující podmínkám spojitosti tělesa a geometrickým okrajovým podmínkám se realizují ty, které udělají celkové potenciální energii tělesa Π stacionární hodnotu. Zmíněná stacionární hodnota představuje minimum Π , jež je definována takto:

$$\Pi = W - P, \quad (3.1)$$

kde W je energie napjatosti tělesa, které vyplňuje oblast Ω ,

P představuje potenciál vnějšího zatížení.

Ve statických úlohách jsou W a P určené v jednotlivých uzlech těmito rovnicemi:

$$W = \frac{1}{2} \int_{\Omega} \boldsymbol{\sigma}^T \cdot \boldsymbol{\varepsilon} \cdot dV, \quad (3.2)$$

$$P = \int_{\Omega} \mathbf{u}^T \cdot \mathbf{o} \cdot dV + \int_{\Gamma_p} \mathbf{u}^T \cdot \mathbf{p} \cdot dS, \quad (3.3)$$

kde $\boldsymbol{\sigma}$ je sloupcová matice napětí,

$\boldsymbol{\varepsilon}$ představuje sloupcovou matici přetvoření,

\mathbf{u} je sloupcová matice posuvů,

\mathbf{o} značí sloupcovou matici objemového zatížení,

\mathbf{p} je sloupcová matice plošného zatížení,

Γ_p je plocha řešené oblasti.

Tímto způsobem je určena potenciální energie v každém uzlu konečně prvkové sítě. Pro výslednou hodnotu Π celého řešeného tělesa jsou dílčí příspěvky z jednotlivých uzlů sečteny:

$$\Pi = \sum_{i=1}^n \Pi_i. \quad (3.4)$$

Jak bylo řečeno výše, dle Lagrangeova variačního principu je hledáno minimum celkové potenciální energie, což v případě deformační varianty znamená podmínku:

$$\frac{\partial \Pi}{\partial \mathbf{U}} = 0, \quad (3.5)$$

kde $\mathbf{U}^T = [u_1, u_2, \dots, u_i]$ představuje globální matici deformačních posuvů.

Z parciálních derivací celkové potenciální energie podle posuvů z globální matice \mathbf{U} je získána soustava lineárních algebraických rovnic, v maticovém tvaru zapisovaná takto:

$$\mathbf{K} \cdot \mathbf{U} = \mathbf{F}, \quad (3.6)$$

kde \mathbf{K} je globální matice tuhosti, která zahrnuje zejména vliv materiálových vlastností,

\mathbf{F} představuje globální matici zatížení, ve které je popsáno rozložení sil do jednotlivých uzlových bodů.

Vztah (3.6) je základní rovnicí MKP pro statickou lineární úlohu, která vyšetřuje těleso pouze v pružném stavu, což je vhodné pro návrhy konstrukcí zatěžovaných statickými silami do meze kluzu. Při tváření je však nutností pohybovat se v plastické oblasti, a to vede k nelineární statické úloze. Základní rovnice (3.6) je potom rozšířena na tvar:

$$\mathbf{K}(\mathbf{U}) \cdot \mathbf{U} = \mathbf{F}. \quad (3.7)$$

Soustavu rovnic již nelze řešit jako lineární, protože matice tuhosti \mathbf{K} zde není konstantní, ale je funkcí posuvů. Nelineární úlohy jsou závislé na posloupnosti stavů, kterými vyšetřované těleso prošlo od počátku simulovaného děje. Existence řešení dané úlohy není zaručena, v cestě může stát fyzikální neřešitelnost úlohy, nejednoznačné řešení, nebo chyba v zadání. Mezi základní odlišnosti od lineárních úloh jsou řazeny geometrické, materiálové a kontaktní nelinearity.

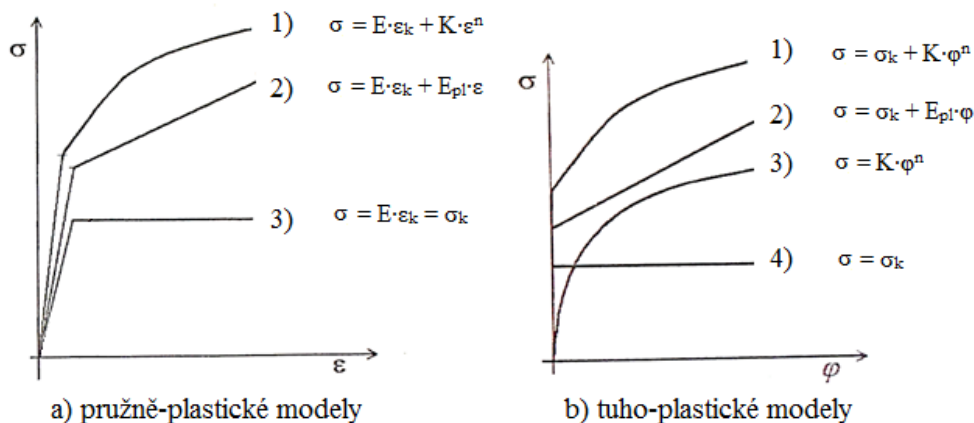
3.2.1 Geometrické nelinearity [36], [45], [52], [53]

Existují dva typy geometrických nelinearit, a to velké posuvy a s nimi svázaná velká přetvoření. Velké posuvy mohou nastat například u prutových těles s nízkou tuhostí. Protože v lineární pružnosti jsou geometrické vztahy odvozeny za předpokladu malých deformačních posuvů a malých složek deformace (řádu 10^{-3}), nelze případy toto omezení překračující řešit v jednom zatěžujícím kroku. Úloha je řešena po částech s malými změnami geometrie a přetvoření a s aktualizací geometrie po každém kroku.

3.2.2 Materiálové nelinearity [45], [52]

Po překročení meze kluzu σ_k přestává být napětí závislé na přetvoření lineárně podle Hookeova zákona (vztah 2.51). Nelineární chování materiálu je charakteristické plastickou deformací a může být zobrazeno například v tahovém diagramu oceli při tahové zkoušce (obr. 27). Pro výpočty je nelineární závislost mezi deformací a napětím aproximována různými zjednodušenými materiálovými modely. Ty jsou dvojího druhu:

- a) pružně-plastické (obr. 35a):
 - 1) pružně-plastický s exponenciálním zpevněním,
 - 2) pružně plastický s lineárním zpevněním,
 - 3) pružně-plastický bez zpevnění,
- b) tuho-plastické (obr. 35b):
 - 1) tuho-plastický s exponenciálním zpevněním,
 - 2) tuho-plastický s lineárním zpevněním,
 - 3) Ludwik-Holomonova aproximace,
 - 4) tuho-plastický bez zpevnění.



Obr. 35 Základní aproximace tahových diagramů. [25]

3.2.3 Kontaktní nelinearity [45], [44], [54]

Běžné tváření pomocí pevného nástroje vyžaduje vždy kontakt tvářeného tělesa s nástrojem. V místech jejich styku se vytváří kontaktní plochy, kterými jsou přenášeny tvářecí síly z nástroje na polotovár. Účinkem sil vzniká v kontaktních plochách tlaková normálová složka napětí a za přítomnosti tření také smyková složka. V průběhu procesu tváření se velikost a poloha kontaktních ploch mění, vznikají nové, jiné zanikají, což opět vede k vyjádření (3.7).

Lze rozlišit dvě základní skupiny kontaktů podle typů povrchů dvojice těles v kontaktu:

- poddajný – tuhý,
- poddajný – poddajný.

Případ poddajného a tuhého tělesa je při simulacích plošného tváření často užíván, nástroj je označen za tuhé těleso a deformovatelný je jen polotovar.

Kontakty lze charakterizovat také podle přítomnosti tření mezi stykovými plochami:

- se třením,
- bez tření.

K řešení simulací s vlivem tření lze využít tři základní přístupy lišící se různými způsoby výpočtu třecího napětí mezi dvěma kontaktními povrchy. Prvním způsobem je Coulombův model kluzného tření, který určuje smykové napětí τ_{koh} z normálového napětí σ_n a součiniteli tření f . Ten závisí především na materiálu, drsnosti styčných povrchů, použitém mazivu, rychlosti vzájemného pohybu, teplotě a tlaku:

$$\tau_{koh} = f \cdot \sigma_n. \quad (3.8)$$

Druhou variantou určení smykového napětí je adhezni model, který je definován součinem třecího faktoru m a meze kluzu ve smyku σ_k :

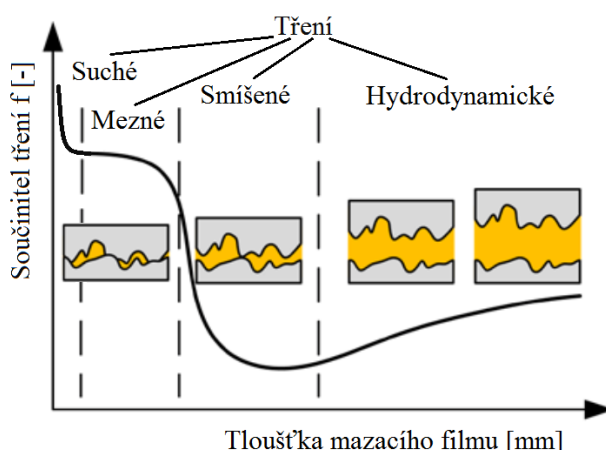
$$\tau_{ad} = m \cdot \sigma_k. \quad (3.9)$$

Třecí faktor se pohybuje v rozmezí hodnot od 0 do 1. Obecně lze říci, že Coulombův model je vhodný pro kontaktní tlaky menší, než je mez kluzu materiálu. Pro větší tlaky je vhodný druhý model. Kombinace obou modelů představuje třetí, smíšený model, který hledá minimum z předchozích dvou:

$$\tau = \min\{\tau_{koh}; \tau_{ad}\}. \quad (3.10)$$

Velikost tření lze ovlivnit použitím maziva, čímž vzniká mezi třecími plochami mazací film, který chrání povrchy před opotřebením. Závislost mezi součinitelem tření a tloušťkou mazacího filmu zobrazuje Striebeckova křivka (obr. 36), na jejímž průběhu lze rozlišit různé druhy tření:

- suché – nastává při styku ploch bez přítomnosti maziva,
- mezní – díky přítomnosti velmi malého množství maziva na úrovni molekul dochází jen k částečnému kovovému styku ploch,
- hydrodynamické – povrchy jsou odděleny dostatečně silnou vrstvou maziva a tření se dále řídí zákony hydrodynamiky,
- smíšené – představuje přechod mezi mezním a hydrodynamickým třením, nejčastěji se vyskytuje při tvářecích procesech.



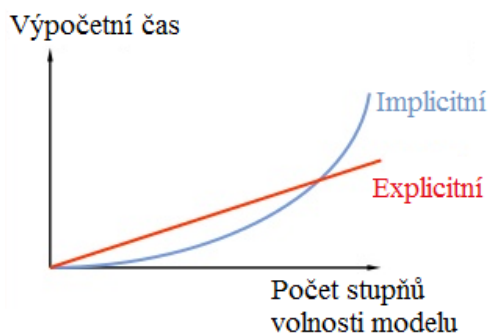
Obr. 36 Striebeckova křivka. [54]

3.3 Řešení nelineárních úloh [45], [55], [56]

K řešení úloh obsahujících některé z nelinearit uvedených v předchozí podkapitole jsou využívány dva odlišné algoritmy, implicitní a explicitní. Oba pracují na přírůstkovém principu, kdy v každém z kroků hledají dynamickou nebo statickou rovnováhu.

Implicitní metoda spočívá v postupném opakovaném řešení soustavy rovnic, která je po každém kroku aktualizována. To znamená, že například posuvy v čase t_{n+1} se získávají z rovnice sestavené pro tento časový okamžik. Samotná délka časového kroku je součástí řešení soustavy v tomto kroku. Z toho vyplývá, že délka časového kroku není předem známá a nelze tedy stanovit ani dobu výpočtu. Stabilita implicitního algoritmu nezávisí na velikosti zvoleného kroku, avšak přesnost výpočtu na délce kroku je závislá. Může se tedy stát, že i přes stabilní průběh výpočtu bude získán nepřesný výsledek. Algoritmus je vhodný pro řešení pomalých statických i dynamických jevů s drobnými nelinearitami, například materiálovými.

V případě explicitní metody je délka časového kroku pevně stanovena. Posuvy v čase t_{n+1} jsou potom získávány ze soustavy rovnic stanovených pro čas t_n a řešení je založeno jen na známých veličinách v předchozím kroku. Nemá tedy nutné řešit znovu celou soustavu rovnic. Podmínkou je, aby velikost časového kroku byla menší, než je jeho kritická hodnota, jinak není možné získat stabilní řešení. Přestože u explicitních algoritmů je délka časového kroku 100 až 1000krát menší než u implicitních, explicitní metoda je rychlejší. Odpadá totiž opakované řešení soustavy rovnic. Využívá se k výpočtu rychlých dynamických nelineárních dějů, jako jsou nárazy, exploze, a k řešení složitých komplexních úloh. Oba algoritmy z hlediska rychlosti výpočtu srovnává obrázek 37.



Obr. 37 Porovnání algoritmů. [56]

3.4 Simulační program ANSYS [57], [58], [59]

Jedním z nejpoužívanějších nástrojů pro MKP simulace je software ANSYS, který je vyvíjen a používán již přes 40 let. Prvotní prostředí s řešičem ANSYS Mechanical APDL (ANSYS Parametric Design Language) ovládané pomocí příkazů zadávaných v příkazovém řádku bylo časem rozšířeno o uživatelsky přívětivější grafickou nadstavbu ANSYS Workbench. Avšak i tato nadstavba používá stejný řešič obsahující explicitní i implicitní algoritmy a umožňující provádět různé typy analýz od strukturální a termodynamické až po analýzu akustickou nebo proudění kontinua. Program je schopen řešit statické a dynamické, lineární i nelineární úlohy, vypořádá se s velkými posunutími, lomy i šířením trhliny. Multifyzikálním pojetím programu je zajištěna možnost sloučit různé analýzy do jedné komplexní úlohy a řešit tak složité soustavy, jako jsou například crash testy a velmi vysoké rychlosti deformace.

Výpočtové modely těles, se kterými ANSYS pracuje, jsou parametrické, což umožňuje provádět optimalizační analýzy. Právě taková analýza je součástí této práce a v následující kapitole bude s její pomocí řešen problém ztenčení stěny plechu při vytváření prolisů nastíněný v kapitole 1.

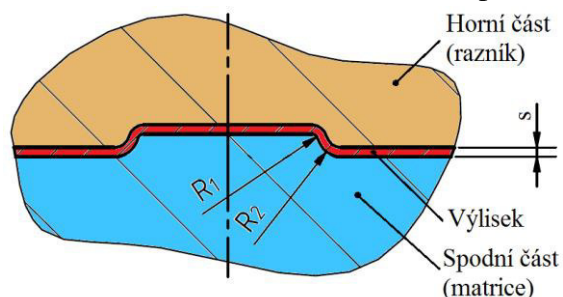
Při práci se simulačními programy je obecně důležité věnovat dostatečnou pozornost vytváření simulačního modelu, diskretizaci, definici zatížení, vazeb, kontaktních ploch a určení materiálových modelů popisujících chování reálného materiálu. Neméně důležitou oblastí je verifikace výsledků simulace na základě reálného experimentu a posouzení, zda jsou výsledky technicky přijatelné. Teprve potom se simulační programy stávají velmi užitečným nástrojem vývojářů a konstruktérů v řadě technologických odvětví.

4 OPTIMALIZACE GEOMETRIE

Cílem této práce je vybrat z různých kombinací tvaru nástroje takový, u kterého bude ztenčení stěny v místě poloměrů R_1 a R_2 co nejmenší, a zároveň bude mít prolis stále akceptovatelný tvar vzhledem k jeho funkci distančního elementu. Stávající geometrie je tvořena poloměry zaoblení o velikosti $R_1 = 0,2$ mm, $R_2 = 0,8$ mm a tloušťkou plechu $s = 0,3$ mm. Ztenčení bude vyhodnoceno pro tři různé materiály, feritickou ocel X2CrCuTi18, austenitickou ocel X5CrNi18-10 a austenitické oceli X5CrNi18-10 dodatečně tepelně zpracovanou rozpouštěcím žiháním.

Tvorba prolisů v plechu o velmi malé tloušťce s sebou nese značné riziko ztenčení stěny (obr. 38). Svou roli může hrát:

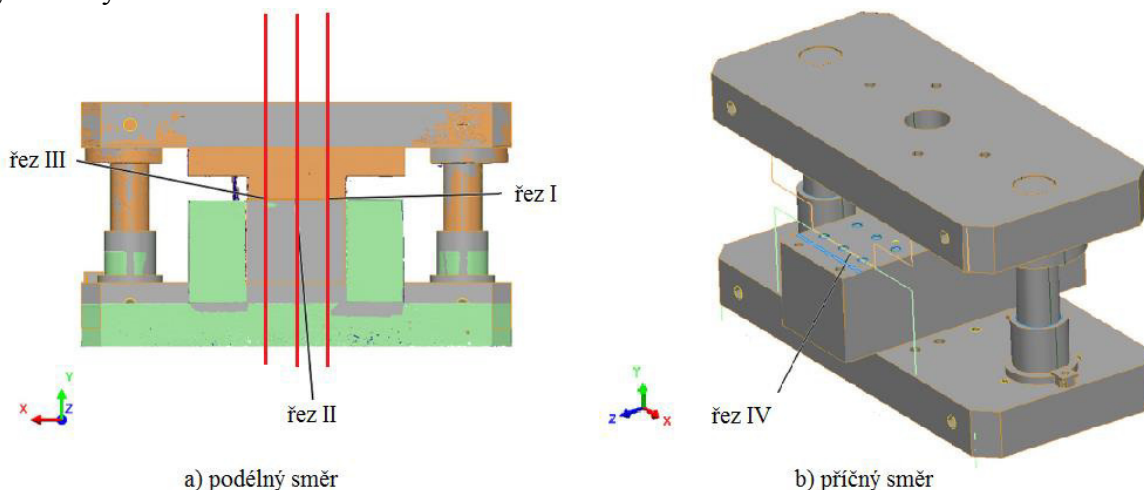
- volba materiálu,
- geometrie tažného nástroje,
- přesnost vzájemného uložení horního a spodního dílu lisovacího nástroje.



Obr. 38 Geometrie řešené části dílce.

4.1 Lisovací nástroj

Vzorky dílců s prolisy, na kterých bylo zjištěno ztenčení stěny a následný lom při tepelném zatížení, byly vyrobeny nástrojem upnutým v ručním lise. Tento nástroj byl kontrolován pomocí 3D skenu ve třech podélných řezech (obr. 39a) a jednom příčném řezu (obr. 39b), kde byla zjišťována vzájemná poloha razníku a matrice. Měření odhalilo vzájemné posunutí horní a dolní poloviny nástroje vůči sobě, které činí shodně 0,281 mm ve všech příčných řezech. Ovšem v místech tvarových dutin určených k tvorbě prolisu byla zjištěna v každém ze tří řezů jiná hodnota posunutí, viz tabulka 7 a příloha 1. Je zřejmé, že vzhledem k tloušťce plechu by měl tento fakt mít na ztenčení určitý vliv, což ukáže následné měření tloušťky plechu na vylisovaných dílcích.



Obr. 39 Zobrazení řezů pro měření vzájemné polohy částí nástroje.

Tab. 7 Výsledky 3D měření nástroje.

Řez	I	II	III	IV
Posunutí části nástroje [mm]	0,281	0,281	0,281	-
Posunutí v místě tvarové dutiny [mm]	0,261	0,265	0,422	0,261

4.2 Měření ztenčení [60]

K provedení měření tloušťky stěny na vyrobených dílech vedly dva důvody. Prvním bylo ověření souvislosti ztenčení s posunutím nástroje. A za druhé bylo měření reálného ztenčení důležité k ověření numerické simulace, která bude řešena dále. Využit byl mikroskop SSM-3E od výrobce Schut (obr. 40) vybavený USB kamerou připojenou k PC. Některé parametry mikroskopu jsou zapsány v tabulce 8. Na snímcích z kamery bylo pomocí software Dino-Capture 2.0 provedeno měření.

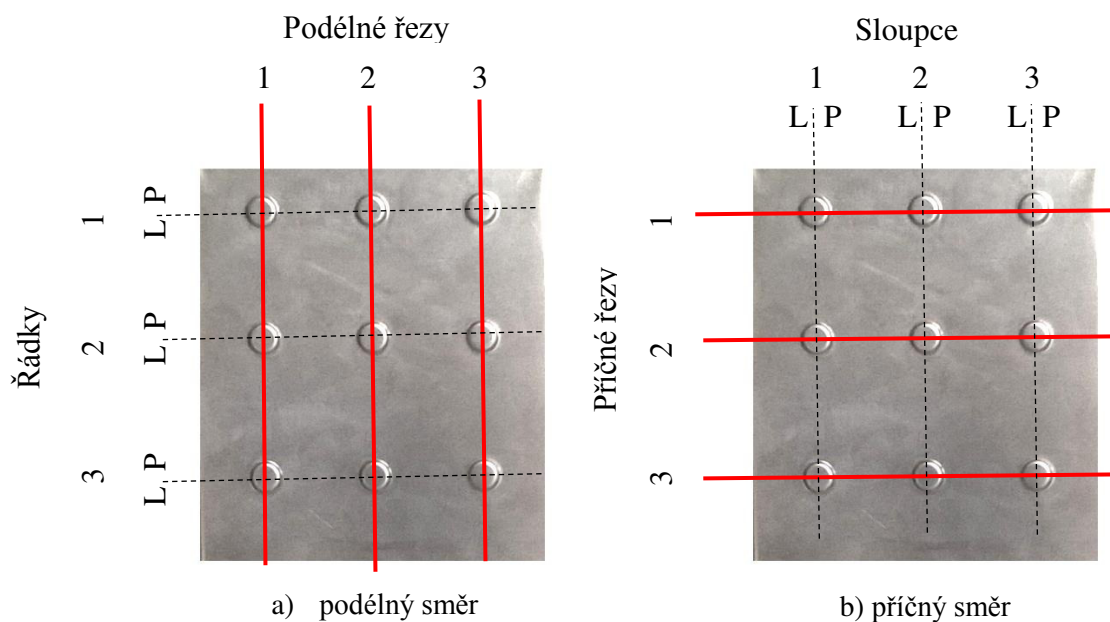
Dva hotové výlisky byly rozřezány na podélné a příčné řezy vedené skrz prolisy, jak ukazuje obrázek 41. Červená plná čára znamená řez dílcem, čárkovaná černá čára odděluje levou a pravou stranu rozpůlených prolisů.



Obr. 40 Stereomikroskop SSM-3E. [60]

Tab. 8 Základní parametry stereomikroskopu SSM-3E. [60]

Zvětšení	10× až 40× (objektiv 1× to 4×, okulár 10×)
Objektivy	0,5×; 0,75×; 1,5×; 2×
Zvětšení/zorné pole	10×/Ø23 mm, 40×/Ø5.5 mm
Otočná hlavice mikroskopu	360°
Pracovní vzdálenost	85 mm (bez přídatných objektivů)
Osvětlení	horní a spodní

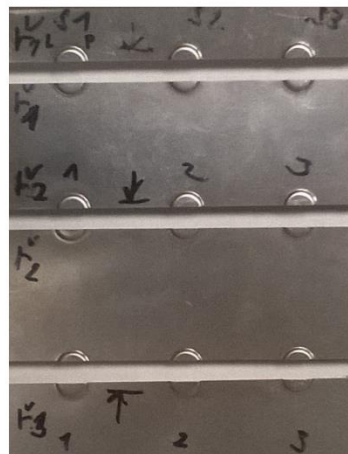


Obr. 41 Náčrt provedení řezů.

Na obrázku 42 jsou zobrazeny rozřezané vzorky, na kterých bylo ztenčení měřeno. Ukázka snímku z Dino-Capture je vidět níže na obrázku 43, zbývající foto je součástí přílohy 2. Nejmenší ztenčení bylo zjištěno v místě zaoblení R_1 , tedy zaoblení dna prolisu. V tomto místě byly změřeny všechny připravené vzorky. Výsledky měření jsou uvedeny v tabulkách 9 a 10.

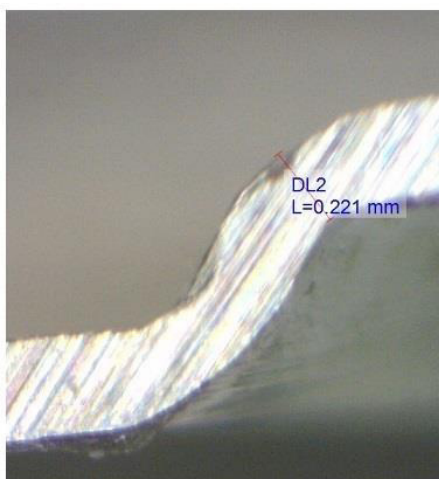


a) podélný směr

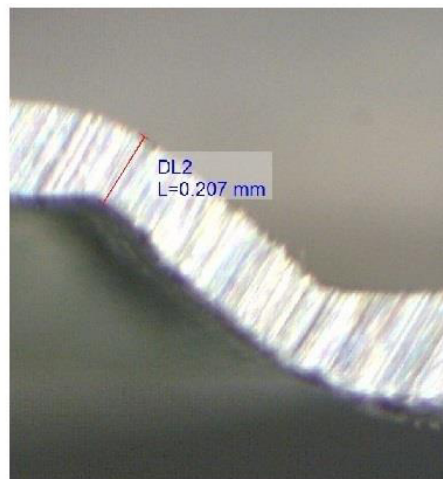


b) příčný směr

Obr. 42 Provedení řezů na skutečných vzorcích.



a) levá strana prolisu



b) pravá strana prolisu

Obr. 43 Snímek pravé a levé strany prolisu v příčném řezu v řádce 3 a sloupci 2.

Tab. 9 Měření tloušťky stěny v podélných řezech v mm.

		Sloupec 1	Sloupec 2	Sloupec 3	Průměr
Řádek 1	Pravý	0,178	0,174	0,201	0,184
	Levý	0,202	0,193	0,177	0,191
Řádek 2	Pravý	0,156	0,192	0,202	0,183
	Levý	0,189	0,188	0,199	0,192
Řádek 3	Pravý	0,196	0,192	0,200	0,196
	Levý	0,212	0,202	0,205	0,207
Souhrnný průměr		Pravých stran			0,188
		Levých stran			0,197
		Celkový podélný průměr			0,193

Tab. 10 Měření tloušťky stěny v příčných řezech v mm.

	Sloupec 1		Sloupec 2		Sloupec 3	
	Levý	Pravý	Levý	Pravý	Levý	Pravý
Řádek 1	0,212	0,192	0,177	0,195	0,190	0,202
Řádek 2	0,189	0,196	0,211	0,199	0,205	0,204
Řádek 3	0,229	0,206	0,221	0,207	0,262	0,209
Průměr	0,211	0,199	0,203	0,200	0,219	0,205
Souhrnný průměr	Pravých stran				0,202	
	Levých stran				0,211	
	Celkový příčný průměr				0,207	

Z naměřených dat byly vypočítány aritmetické průměry pro jednotlivé řádky a sloupce. Rozlišovány byly také pravá a levá strana rozříznutého prolisu, aby bylo možné pozorovat vliv vzájemného posunutí razníku a matrice. Podélné řezy vedené nástrojem I, II a III (obr. 42) souhlasí s podélnými řezy dílcem 1, 2 a 3 (obr. 43 a). Díky tomu lze sledovat souvislost mezi posunutím nástroje v místě tvarové dutiny a tloušťkou stěny prolisu. V podélných i příčných řezech se hodnoty ztenčení pravé a levé strany prolisu liší v průměru o 0,009 mm, což jsou hodnoty o dva řády menší než změřené posunutí nástroje. Použití dokonale souosého nástroje by mohlo znamenat maximální zvýšení tloušťky v podélném směru i příčném směru o 3 % v poměru k původní $s_0 = 0,3$ mm. Celkový vliv posunutí nástroje na ztenčení je tedy malý, a proto bude simulační model vytvořen bez tohoto posunutí. K ověření simulace bude použit odhad reálného ztenčení na základě aritmetického průměru ze všech naměřených hodnot, který činí 0,2 mm, tedy 33,3 %.

4.3 Materiálový model

Důležitou součástí každé simulace je správný materiálový model. V této práci byl vytvořen na základě tahové zkoušky. Použitým zařízením byl hydraulický zkušební stroj ZD40 (obr. 44) vybavený vestavěným inkrementálním délkovým snímačem polohy příčnicku s rozlišením 0,01 mm a snímačem síly s řídicí jednotkou EDC 60. Stroj byl připojený k PC s programem M-TEST ve verzi 1.7 určeným k vyhodnocení tahové, tlakové a ohybové zkoušky kovových materiálů dle ČSN EN 10002-1. V tabulce 11 jsou uvedeny nejdůležitější parametry zkušebního stroje. Kompletní informace lze nalézt v příloze č. 3.

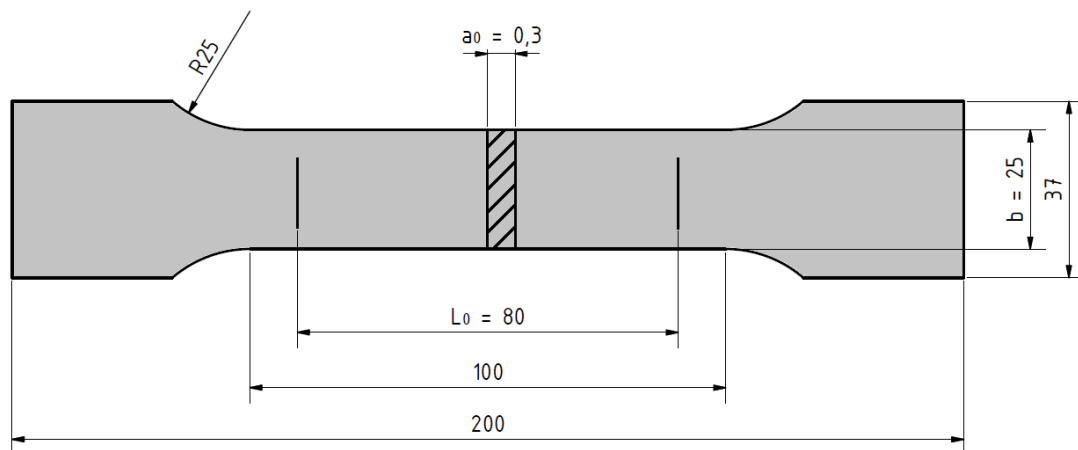
Tab. 11 Základní charakteristiky stroje ZD 40.

Výrobce	Hottinger Baldwin Messtechnik
Měřicí rozsah	8 až 400 kN
Chyba měření síly	±1 %
Rozsah měření dráhy	0 až 280 mm
Chyba měření dráhy	±0,01 mm



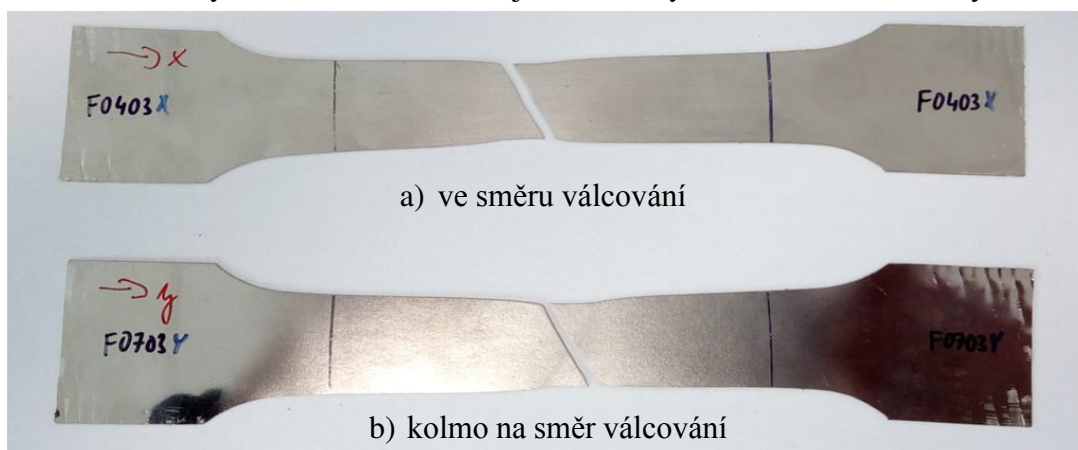
Obr. 44 Zkušební stroj ZD 40

Vzorky byly připraveny řezáním na laseru s orientací ve směru válcování plechu a kolmo na tento směr. Pro každou materiálovou variantu bylo zkoušeno 5 vzorků (obr. 45) v obou směrech. Samotná zkouška probíhala za pokojové teploty konstantní rychlostí pohybu beranu hydraulického stroje.



Obr. 45 Geometrie zkušební vzorku.

Z tahové zkoušky vzorků z feritické oceli odebraných ve směru válcování a kolmo na tento směr byly získány základní pevnostní charakteristiky, mezi které patří mez kluzu $R_{p0,2}$, mez pevnosti R_m , tažnost A_{80} a poměr $R_{p0,2} / R_m$. Na obrázku 46 jsou zobrazeny přetržené vzorky po provedení zkoušky a v tabulkách 12 a 13 jsou uvedeny získané charakteristiky.



Obr. 46 Geometrie vzorků po zkoušce.

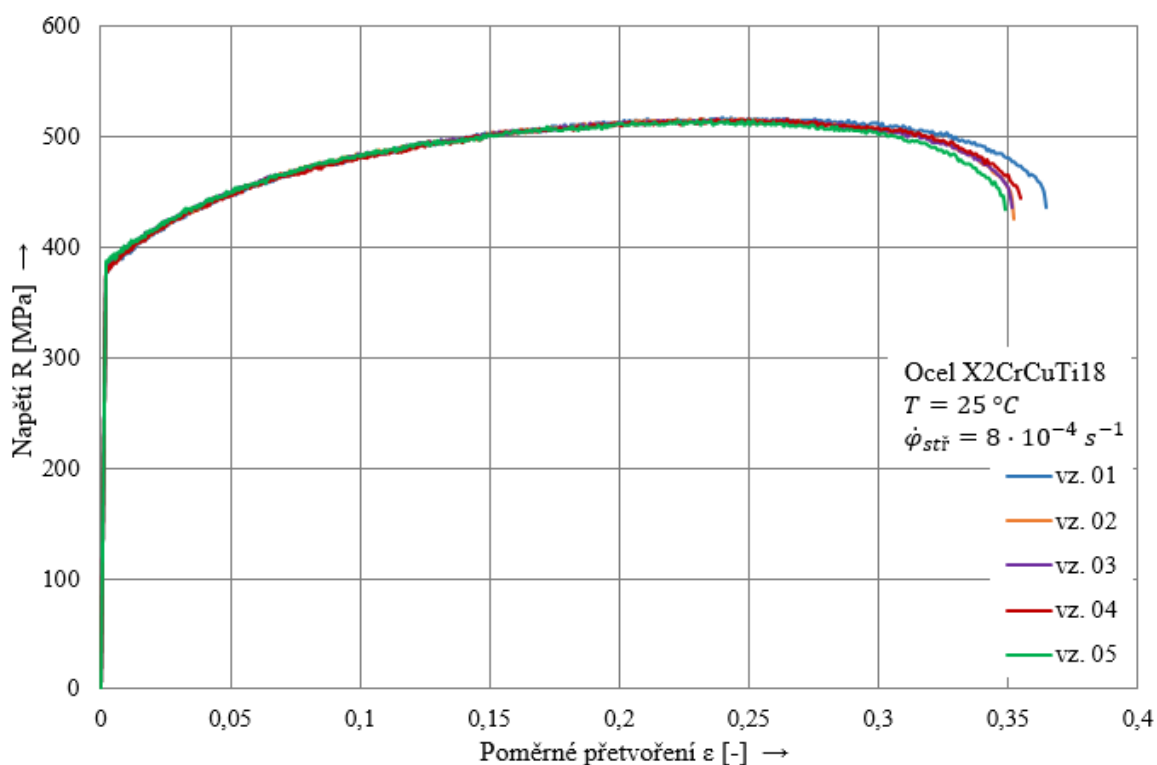
Tab. 12 Přehled výsledků tahové zkoušky oceli X2CrCuTi18 ve směru válcování.

Číslo vzorku	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80} [%]	$R_{p0,2}/R_m$ [-]
1	379,2	516,9	29,4	0,73
2	380,5	514,4	28,8	0,74
3	381,7	515,6	28,8	0,74
4	374,2	514,4	28,8	0,72
5	384,2	513,1	28,8	0,75
Průměr	379,9	514,9	28,9	0,74

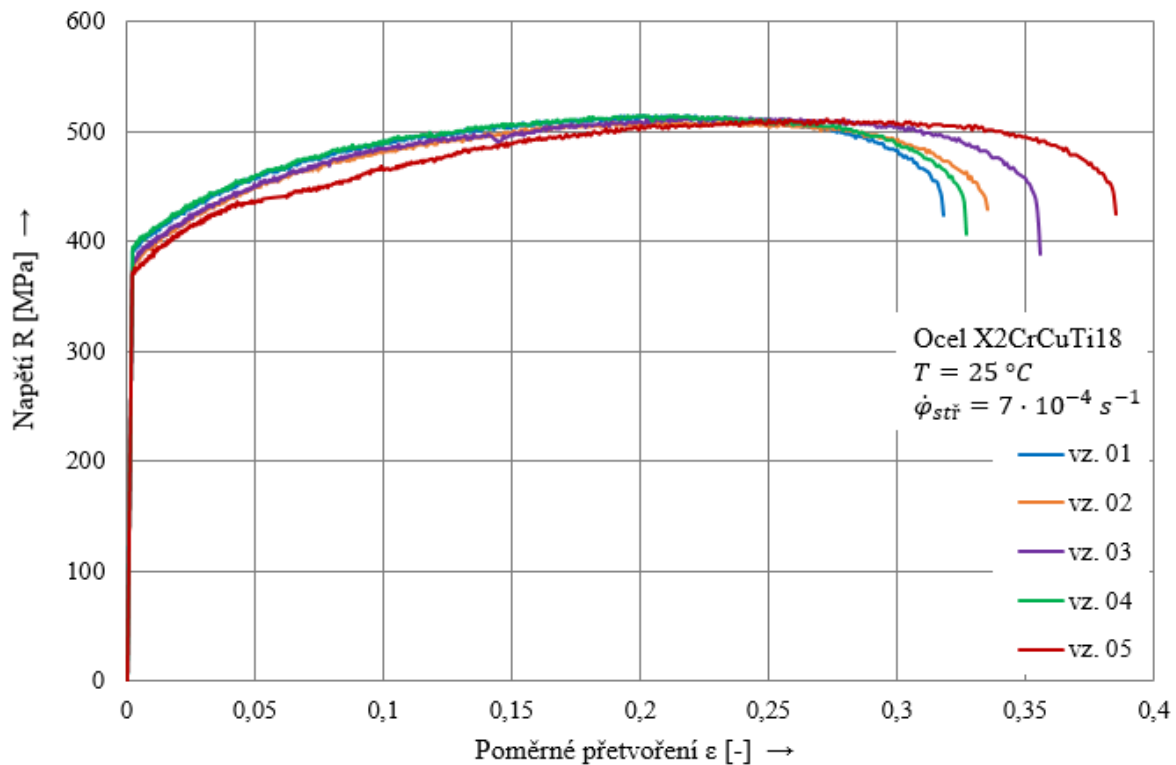
Tab. 13 Přehled výsledků tahové zkoušky oceli X2CrCuTi18 kolmo na směr válcování.

Číslo vzorku	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80} [%]	$R_{p0,2}/R_m$ [-]
1	390,1	511,1	26,9	0,76
2	374,2	509,4	27,5	0,73
3	379,2	511,9	27,5	0,74
4	393,0	513,1	27,5	0,77
5	369,4	511,6	27,5	0,72
Průměr	381,2	511,4	27,9	0,74

Závislost napětí σ na poměrné deformaci ε byla získána výpočtem z hodnot síly F a posunutí ΔL zaznamenaných zkušební aparaturou během testu. Posunutí bylo odvozeno z pohybu beranu zkušebního stroje, což způsobilo, že do něj bylo promítnuto i posunutí způsobené usazováním vzorku v kleštinách. Proto bylo nutné část diagramu od 0 do meze kluzu nahradit přímkou získanou z Hookeova zákona (2.51) s využitím modulu pružnosti z tabulky 2. Grafické znázornění naměřených hodnot lze vidět na obrázcích 47 a 48.

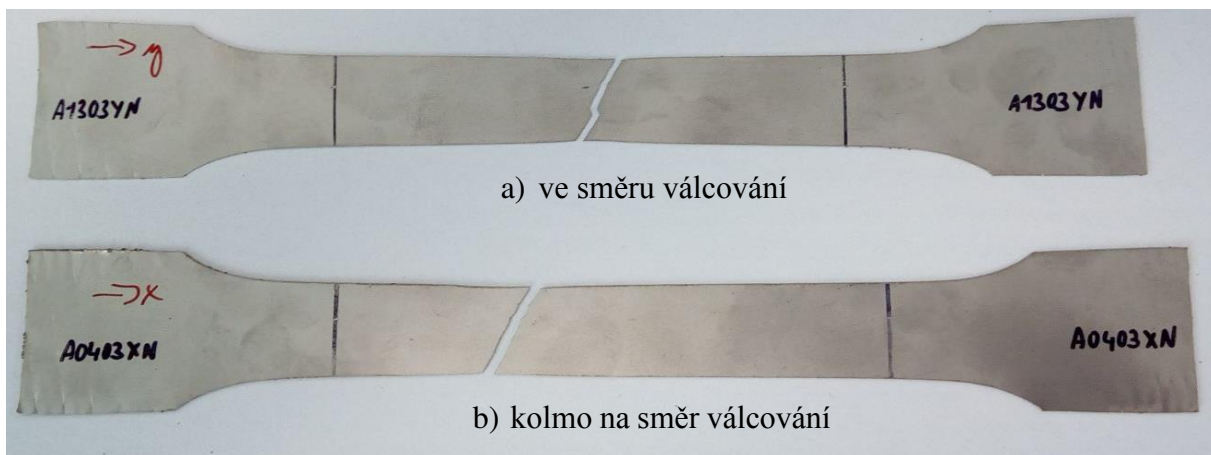


Obr. 47 Závislost napětí na poměrné deformaci ve směru válcování.



Obr. 48 Závislost napětí na poměrné deformaci kolmo na směr válcování.

Stejným způsobem byly získány závislosti napětí na deformaci také pro austenitickou ocel bez dodatečného žíhání. Obrázek 49 ukazuje přetržené vzorky, přehled pevnostních charakteristik je uveden v tabulkách 14 a 15.



Obr. 49 Geometrie vzorků po zkoušce.

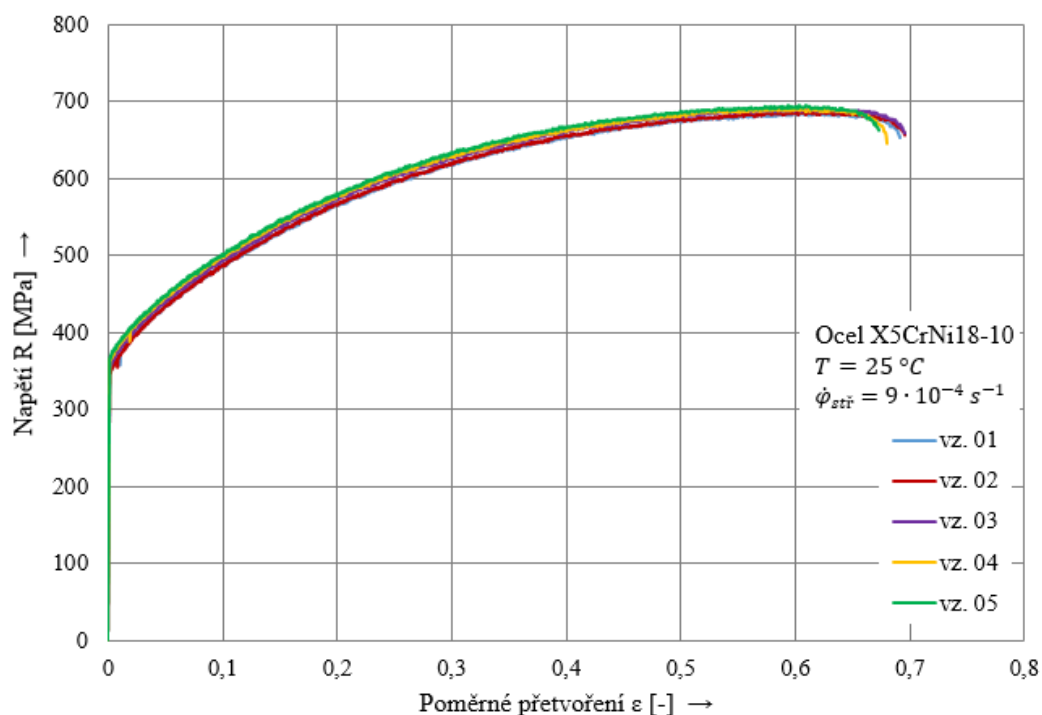
Tab. 14 Přehled výsledků tahové zkoušky oceli X5CrNi18-10 ve směru válcování.

Číslo vzorku	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80} [%]	$R_{p0,2}/R_m$ [-]
1	344,8	684,6	47,50	0,50
2	344,8	687,2	47,50	0,50
3	354,9	690,9	47,50	0,51
4	359,9	689,7	47,50	0,52
5	364,9	694,7	47,50	0,53
Průměr	353,9	689,5	47,50	0,51

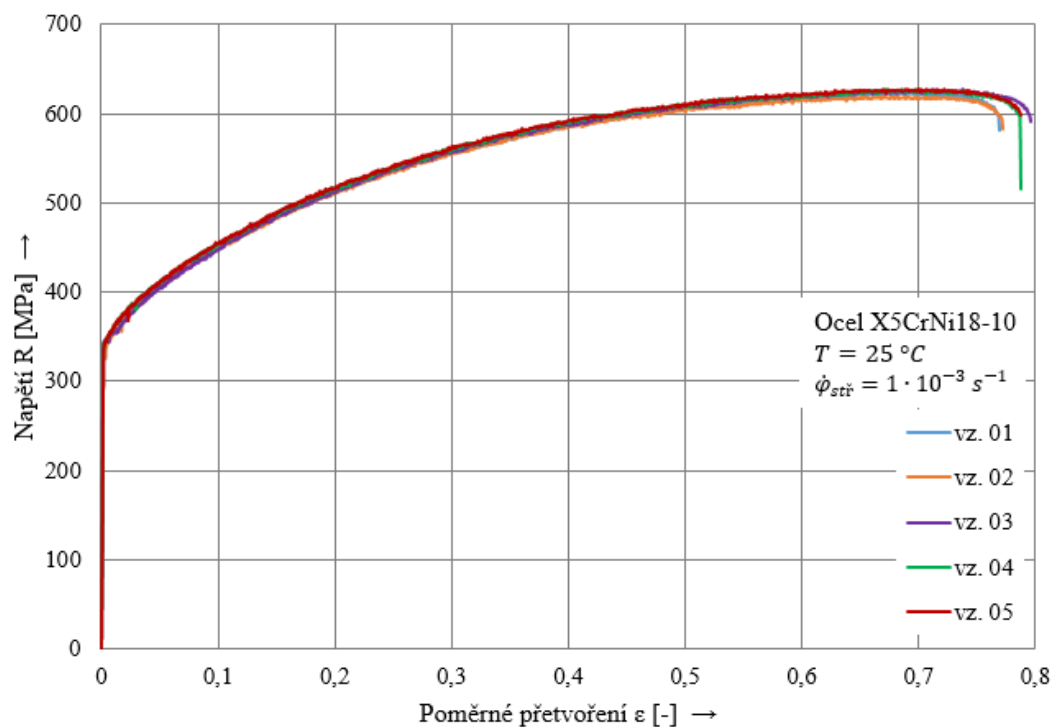
Tab. 15 Přehled výsledků tahové zkoušky oceli X5CrNi18-10 kolmo na směr válcování.

Číslo vzorku	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80} [%]	$R_{p0,2}/R_m$ [-]
1	336,1	623,2	52,50	0,54
2	333,6	620,7	55,00	0,54
3	342,3	627,0	55,00	0,55
4	337,3	627,0	55,00	0,54
5	336,1	628,2	55,00	0,54
Průměr	337,1	625,3	54,50	0,54

Grafické znázornění průběhu tahové zkoušky austenitické oceli bez dodatečného žíhání je na obrázku 50 a 51.

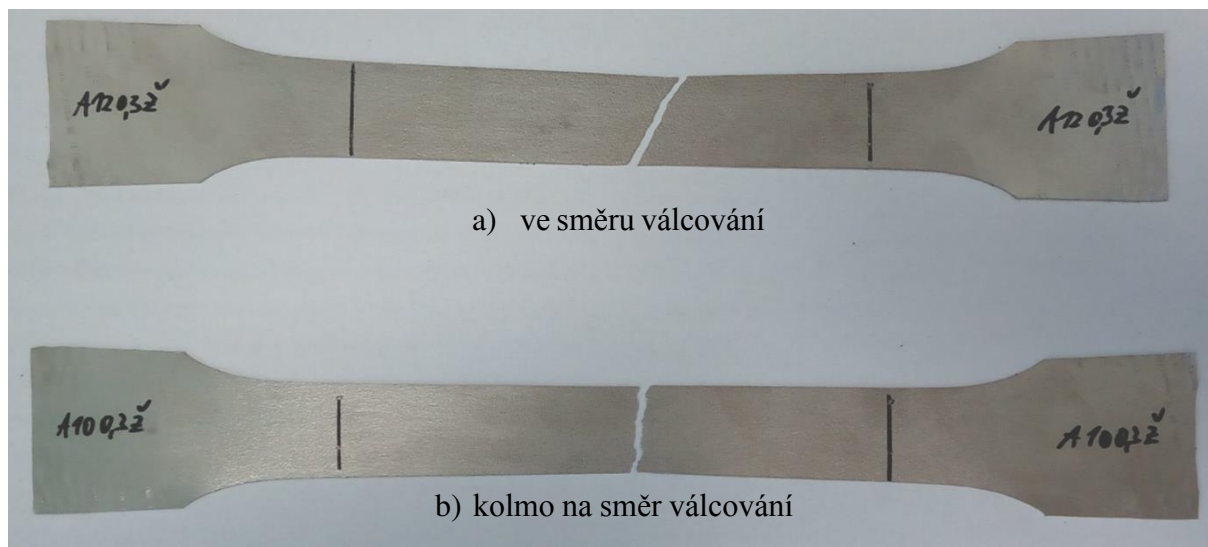


Obr. 50 Závislost napětí na poměrné deformaci ve směru válcování.



Obr. 51 Závislost napětí na poměrné deformaci kolmo na směr válcování.

Pro třetí materiálovou variantu, tedy austenitickou ocel X5CrNi18-10 s dodatečným tepelným zpracováním (TZ), jsou přetržené vzorky ukázány v obrázku 52. Pevnostní charakteristiky jsou uvedeny v tabulkách 16 a 17.



Obr. 52 Geometrie vzorků po zkoušce.

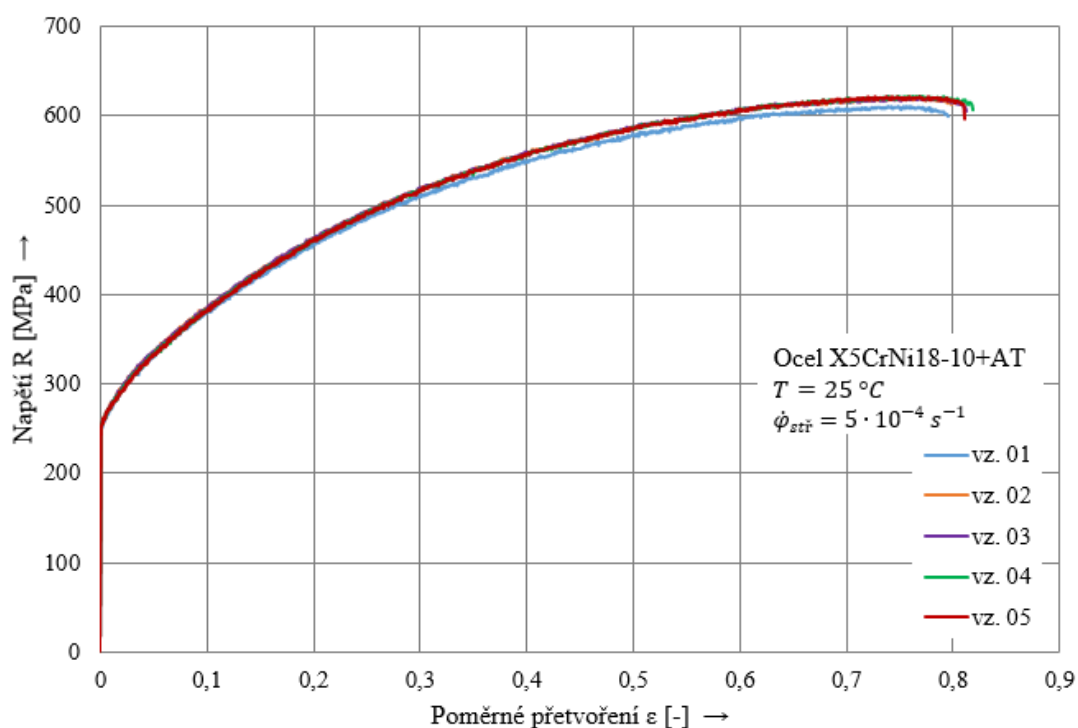
Tab. 16 Přehled výsledků tahové zkoušky oceli X5CrNi18-10 s TZ ve směru válcování.

Číslo vzorku	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80} [%]	$R_{p0,2}/R_m$ [-]
1	248,3	610,7	52,5	0,41
2	250,8	620,8	51,3	0,40
3	250,8	620,8	52,5	0,40
4	252,1	622,0	53,8	0,41
5	250,8	622,0	52,5	0,40
Průměr	250,5	619,2	52,5	0,40

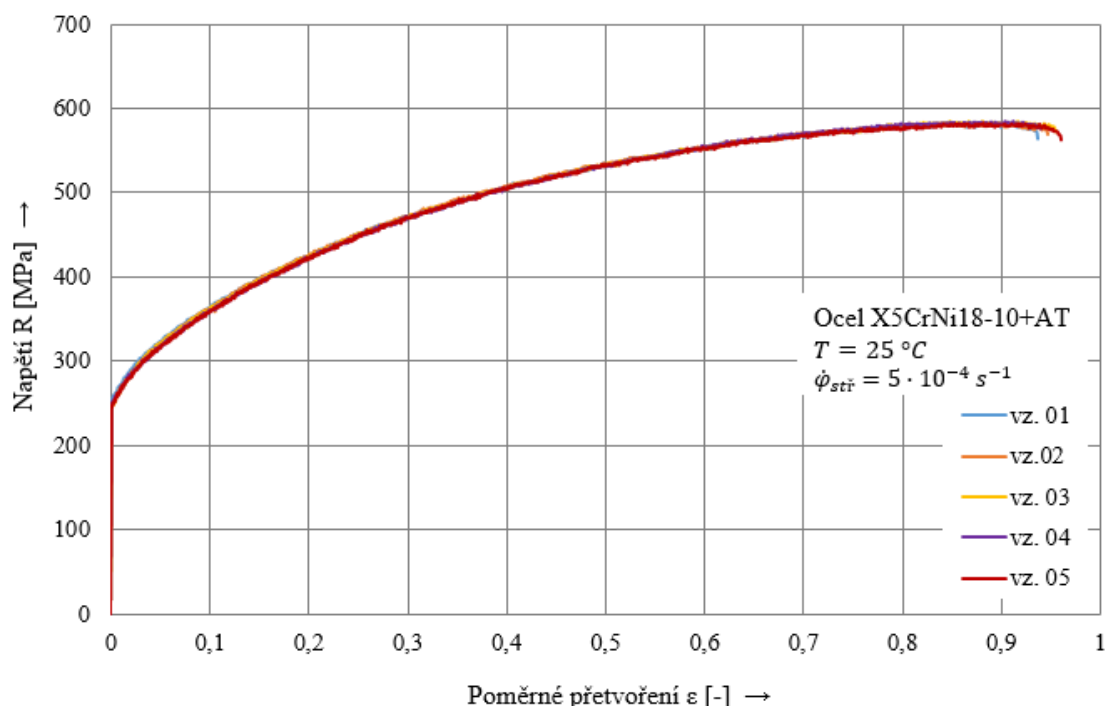
Tab. 17 Přehled výsledků tahové zkoušky oceli X5CrNi18-10 s TZ kolmo na směr válcování.

Číslo vzorku	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80} [%]	$R_{p0,2}/R_m$ [-]
1	249,6	583,1	62,5	0,43
2	244,5	583,1	63,8	0,42
3	248,3	584,4	62,5	0,42
4	245,8	580,6	63,8	0,42
5	248,3	583,1	62,5	0,43
Průměr	247,3	582,9	63,0	0,42

Grafické znázornění průběhu tahové zkoušky austenitické oceli s dodatečným rozpouštěcím žíháním lze vidět na obrázku 53 a 54.



Obr. 53 Závislost napětí na poměrné deformaci ve směru válcování.



Obr. 54 Závislost napětí na poměrné deformaci kolmo na směr válcování.

Z výsledků tahových zkoušek je patrné, že materiálem s nejlepšími plastickými vlastnostmi, konkrétně tažností a poměrem meze kluzu k mezi pevnosti, je austenitická ocel X5CrNi18-10 s dodatečným rozpouštěcím žíháním. Naopak nejhorší vlastnosti z hlediska plasticity byly zjištěny v případě feritické oceli X2CrCuTi18, která má navíc také nejvyšší mez kluzu.

Protože u tahové zkoušky byly k dispozici pouze vzorky připravené ve směru válcování a kolmo na tento směr, nelze účinně vyhodnotit anizotropní vlastnosti testovaných ocelových plechů. Z naměřených dat však lze srovnáním hodnot pro $R_{p0,2}$ a R_m u vzorků ve směru válcování a kolmo na tento směr říci, že pevnostní charakteristiky v rovině plechu z feritické oceli nevykazují závislost na směru válcování. U plechů z austenitické oceli již tuto závislost lze pozorovat, nejvýraznější je u materiálu bez dodatečného rozpouštěcího žíhání. To také ukazuje na jednu z výhod dodatečného rozpouštěcího žíhání, které odstraňuje anizotropní chování plechů válcovaných za studena.

Následně byl ze všech naměřených hodnot pro jednotlivé materiály vytvořen aritmetický průměr, čímž byla získána jedna napětí-ově-deformační závislost pro každou variantu a byla tedy zanedbána anizotropie u austenitických ocelí. Použití materiálového modelu k analýze vyžaduje přepočet smluvních hodnot na skutečné, který vychází ze vztahů (2.20) a (2.21) pro skutečné (nebo logaritmické) přetvoření:

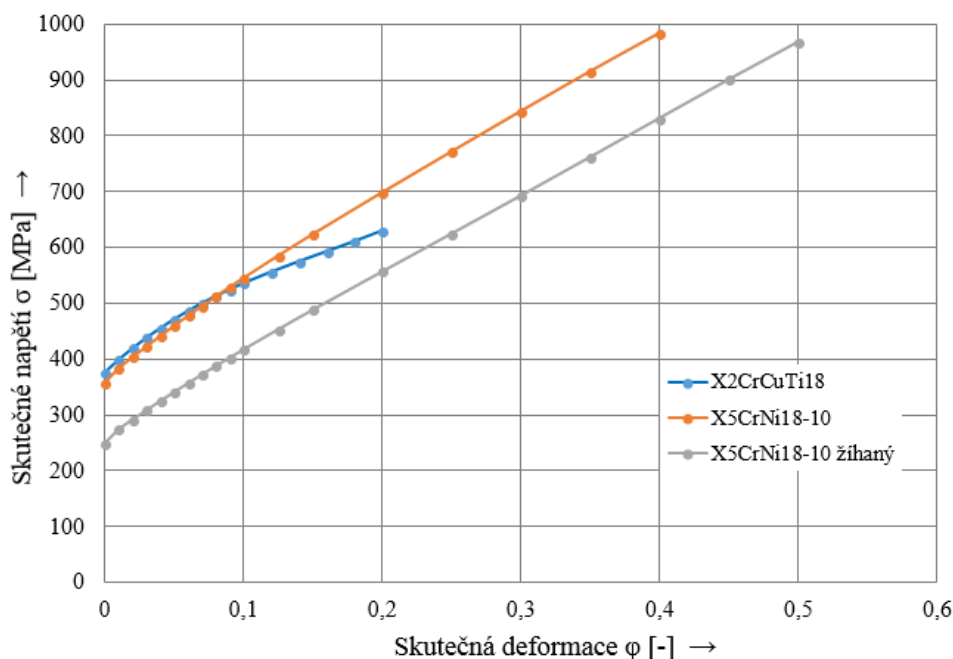
$$\varphi = \ln \frac{L}{L_0} = \ln(\varepsilon + 1). \quad (4.1)$$

Vztah mezi smluvním a skutečným napětím je zřejmý z (2.48), (2.49) a lze dále rozvést s využitím zákona o zachování objemu:

$$S_0 \cdot L_0 = S \cdot L \Rightarrow \frac{S_0}{S} = \frac{L}{L_0} = \frac{\Delta L + L_0}{L_0} = \varepsilon + 1, \quad (4.2)$$

$$\sigma = R \cdot \frac{S_0}{S} = R \cdot (\varepsilon + 1). \quad (4.3)$$

Přepočítaná napětí-ově-deformační závislost byla opět zobrazena graficky (obr. 55) a aproximována polynomem 3. stupně, ze kterého bylo získáno několik bodů pro popis chování materiálu v plastické oblasti. Materiálové modely jsou uvedeny v příloze 4.



Obr. 55 Tahové diagramy použitých ocelí v souřadnicích skutečného napětí a deformace.

4.4 Rotačně symetrická úloha [47], [48]

V následujících odstavcích bude popsán postup tvorby simulace ztenčení zjednodušené do roviny a s využitím rotační symetrie. Bude zde také uvedena ukázka optimalizace geometrie a její výsledky.

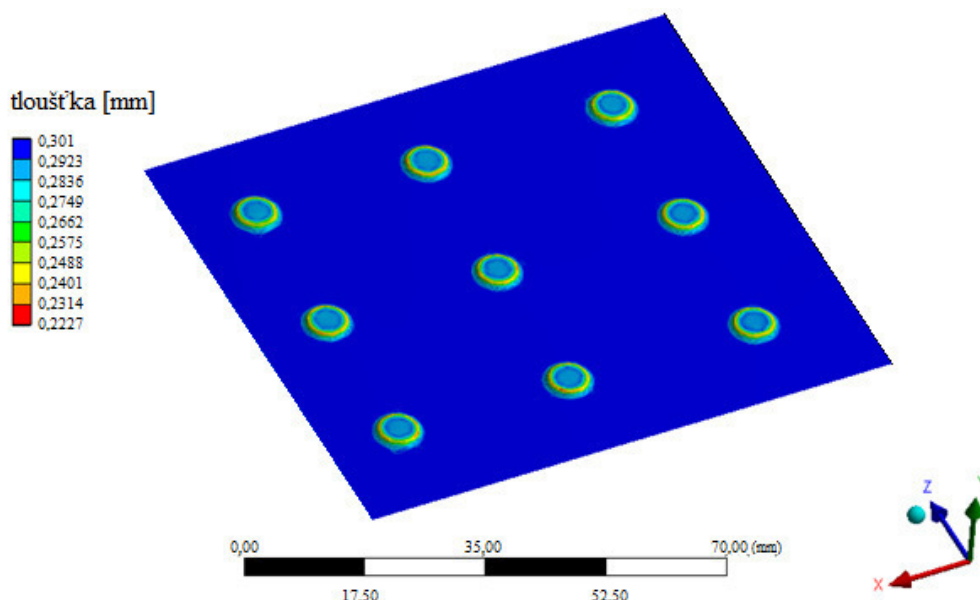
Pro analýzu ztenčení v programu ANSYS Workbench byl vybrán modul Transient Structural. Ten lze použít pro případy časově závislého přechodného zatížení. Je určen pro lineární i nelineární úlohy zahrnující všechny typy nelinearity, dokáže určit průběh časově proměnných sil, posunutí a napětí v reakci na změnu zatížení.

Nejprve bylo třeba definovat materiálový model, na kterém do značné míry závisí přesnost celé simulace. Pro popis materiálu byl použit pružně-plastický model se zpevněním (obr. 56). Elastická část byla popsána pomocí modulu pružnosti a Poissonova čísla. Plastickou oblast určovalo multilineární kinematické zpevnění, kde byla zadána závislost skutečného napětí na skutečné deformaci získaná v kapitole 4.3.

Properties of Outline Row 5: X2CrCuTi18			
	A	B	C
1	Property	Value	Unit
2	Material Field Variables	Table	
3	Density	7860	kg m ⁻³
4	Isotropic Elasticity		
5	Derive from	You...	
6	Young's Modulus	2E+05	MPa
7	Poisson's Ratio	0,3	
8	Bulk Modulus	1,6667E+11	Pa
9	Shear Modulus	7,6923E+10	Pa
10	Multilinear Kinematic Hardening	Tabular	

Obr. 56 Zadávání materiálových charakteristik.

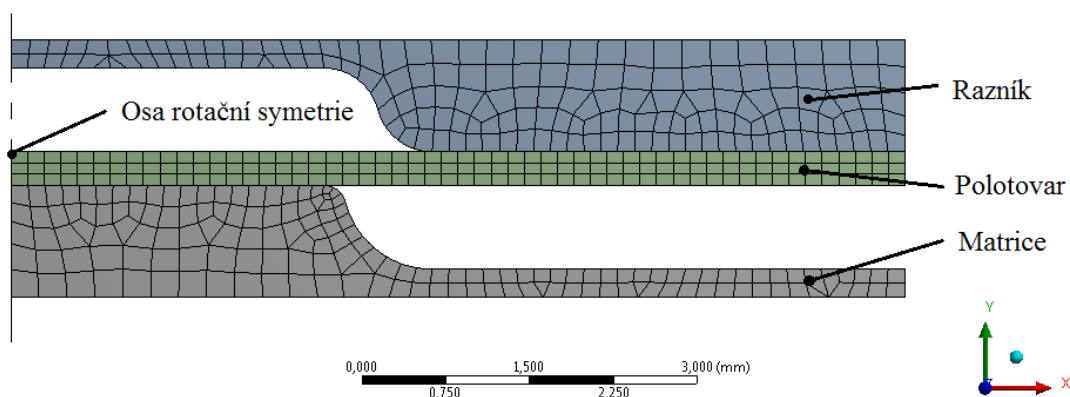
Aby bylo možné provést jakékoliv geometrické zjednodušení modelu se zaměřením na jeden konkrétní prolis, byl učiněn předpoklad, že k plastickému přetvoření dochází pouze v místě prolisu a jeho blízkého okolí. Tento předpoklad byl podpořen simulací celého dílce, jejíž výsledek lze vidět v obrázku 57, který ukazuje tloušťku části dílce s prolisy. Ztenčení stěny spojené s plastickou deformací je patrné pouze v místech prolisů a je tedy možné zjednodušení provést.



Obr. 57 Tloušťka plechového výlisku s prolisy po tváření.

Geometrie byla vytvořena přímo v editoru DesignModeler, který je součástí ANSYS Workbench, na základě 3D modelu tvářecího nástroje. Simulace změny tloušťky celého dílce po lisování prokázala, že k přetvoření dochází pouze v místě prolisu (obr. 57). Díky tomu bylo možné soustředit se na jeden konkrétní prolis a uplatnit ve 2D modelu jeho rotační symetrii. Ve dvojrozměrném prostoru sice nebylo možné nastavit lisovník a lisovnici jako tuhá tělesa. Tento problém byl vyřešen tak, že materiál přiřazený nástroji měl řádově vyšší modul pružnosti než plechový polotovár z korozivzdorné oceli, a to dodalo nástroji vlastnosti podobné tuhému objektu.

Diskretizace plechového polotovaru byla provedena pomocí nástrojů pro řízení velikosti prvku s cílem získat síť pravidelných prvků (obr. 58). Lisovník a lisovnice byly diskretizovány automaticky, pouze v místě dotyku s tvářeným polotovarem byla řízena velikost prvků.



Obr. 58 Geometrie modelu se sítí konečných prvků.

Koeficient tření mezi povrchy nástroje a polotovaru byl nastaven na hodnotu 0,1. Počáteční poloha nástroje na začátku simulace je uvedena na obrázku 58. Spuštěním výpočtu je lisovnice postupně přibližována k lisovníku až na hodnotu počáteční tloušťky plechu.

Z výsledků výpočtu byla největší pozornost věnována deformaci ve směru tloušťky plechu, protože právě tímto přetvořením je určena tloušťka plechu v daném místě podle vztahu (2.23):

$$s = s_0 \cdot e^{\varphi_3}. \quad (4.4)$$

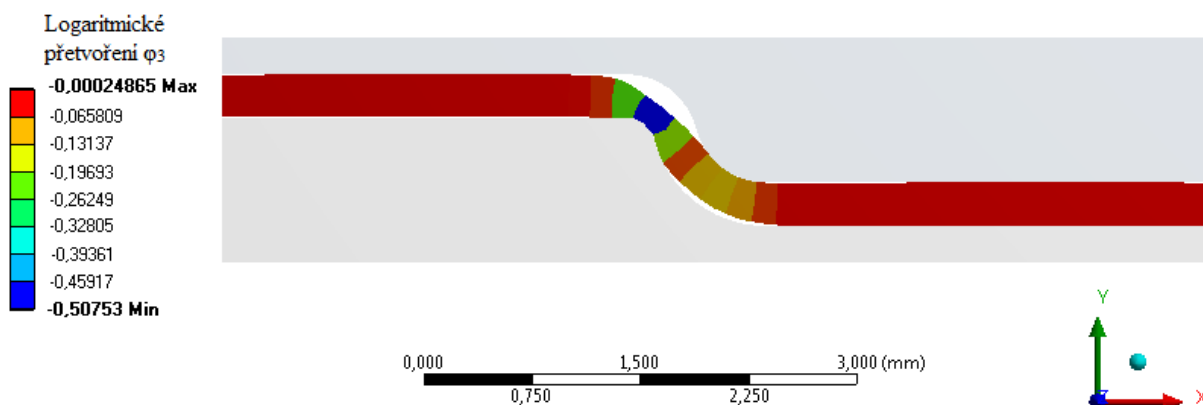
Postprocessor v programu ANSYS umožňuje zobrazit průměrné přetvoření v jednotlivých prvcích. V případě použití více prvků po tloušťce polotovaru byla výsledná tloušťka v určitém místě počítána z aritmetického průměru přetvoření ve všech prvcích v daném místě. Bylo zjištěno, že přesnost výpočtu nijak výrazně (v řádu tisícín až setin mm) nezávisí na počtu elementů ve směru tloušťky, a proto může být diskretizace provedena s použitím jednoho prvku v tomto směru. Tento fakt je demonstrován tabulkou 18, kde jsou ve sloupcích vypočteny průměrné deformace při použití jednoho, dvou, tří a čtyř elementů po tloušťce plechu.

Tab. 18 Srovnání průměrných přetvoření.

Počet prvků	4	3	2	1
Průměrné přetvoření v jednotlivých prvcích [-]	-0,6571	-0,6415	-0,4833	0,5075
	-0,5858	-0,5209	-0,3933	-
	-0,4578	-0,3249	-	-
	-0,3022	-	-	-
Průměr [-]	-0,5007	-0,4958	0,4383	0,5075
Tloušťka [mm]	0,181	0,183	0,194	0,181

Šířka prvku byla zvolena 0,15 mm s délkou 0,3 mm, což znamená poměr stran 2. Ideální poměr stran je 1, avšak poměr stran 2 ovlivňuje podle studie [48] přesnost výpočtu jen nepatrně a bylo tedy rozhodnuto použít tento tvar prvků. Tloušťka zjištěná MKP výpočtem 0,181 mm znamená ztenčení 39,7 %. Od ztenčení 33,3 % určeného na základě měření (tabulky 9 a 10) se liší o 6,4 %, což lze považovat za experimentálně přijatelné vzhledem k provedeným zjednodušením. Výsledek simulace pro stávající stav geometrie je uveden na obrázku 59. Element s nejvyšší absolutní hodnotou přetvoření ve směru tloušťky je vybarven modře.

Výhodou této diskretizace je možnost okamžitého určení minimální průměrné deformace ve směru tloušťky z jednoho jediného prvku. Využití tohoto zjednodušení je popsáno v následující kapitole.



Obr. 59 Simulace logaritmického přetvoření φ_3 .

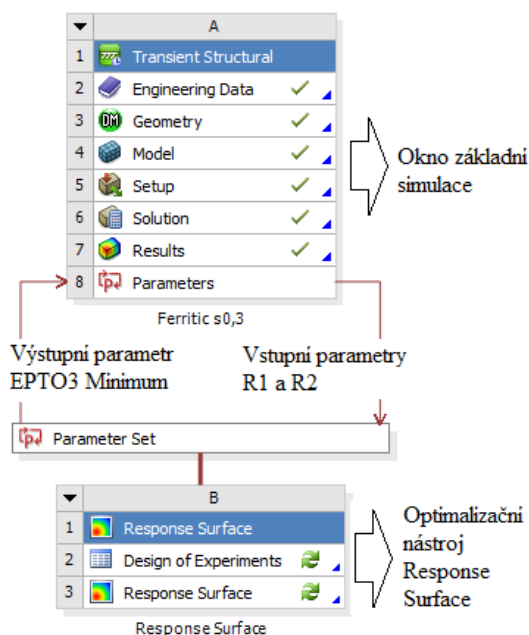
4.5 Změna geometrie lisovaného dílce [47], [61]

Geometrie prolisu je dána především velikostí poloměrů R_1 a R_2 (obr. 38). Pokud se změní velikost těchto poloměrů, změní se průběh napětí a deformace, a tím i tloušťka stěny prolisu. Výběr ideální kombinace R_1 a R_2 v závislosti na velikosti deformace φ_3 byl proveden pomocí optimalizačního nástroje, který je součástí software ANSYS Workbench. Nástroj využívá statistickou metodu označovanou v anglické literatuře jako Response Surface Method, která zjednodušeně pro několik vstupních parametrů hledá odpovídající výstupní proměnné. Na základě jejich vzájemné závislosti je poté hledána optimální kombinace vstupních parametrů. V praxi se potom řešení skládá z několika kroků:

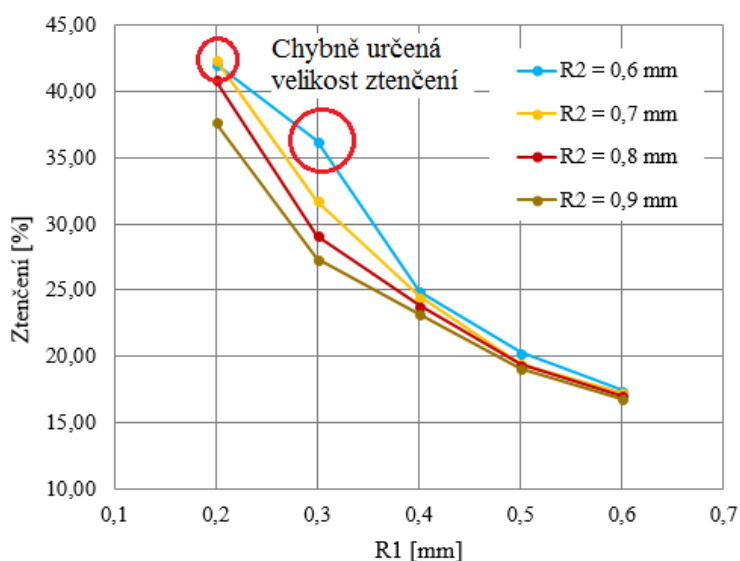
- formulace optimalizačního problému – v tomto případě bylo cílem eliminovat ztenčení stěny prolisu,
- plánování experimentu – volba vstupních parametrů R_1 , R_2 a jejich hodnot,
- přímá analýza – určení minima deformace ve směru tloušťky pomocí výstupního parametru EPTO3 minimum (φ_3) z výše popsané simulace tvářecího procesu,
- vytvoření funkční závislosti a hledání optima – součástí této práce bude především grafický a slovní rozbor nalezených závislostí mezi vstupními a výstupními parametry.

Na obrázku 60 je ukázáno schéma diplomového projektu v ANSYS Workbench skládající se ze základní simulace, jejíž příprava byla popsána výše, a z nástroje pro optimalizaci. V příloze číslo 5 jsou uvedeny tabulky se zvolenými kombinacemi R_1 a R_2 , které byly zadány do záložky Design of Experiments. Díky parametrizaci modelu mohla být změna geometrie na základě vstupních parametrů řízena programem, který pro každou kombinaci vypočítal minimální hodnotu φ_3 . Z té byla podle vztahu (4.4) vypočtena minimální tloušťka, a nakonec ztenčení v procentech.

Výsledky získané výpočtem MKP však vykazovaly v některých bodech nepřijatelné zkreslení, které nejlépe znázorňuje obrázek 61. Tento jev byl způsoben posunutím hranice sousedních prvků do středu délky oblouku R_1 , čímž byla minimální průměrná hodnota deformace rozdělena mezi dva prvky. Protože v ostatních případech byla deformace v kritickém místě charakterizována průměrným přetvořením jednoho prvku, při



Obr. 60 Schéma diplomového projektu v programu ANSYS Workbench.



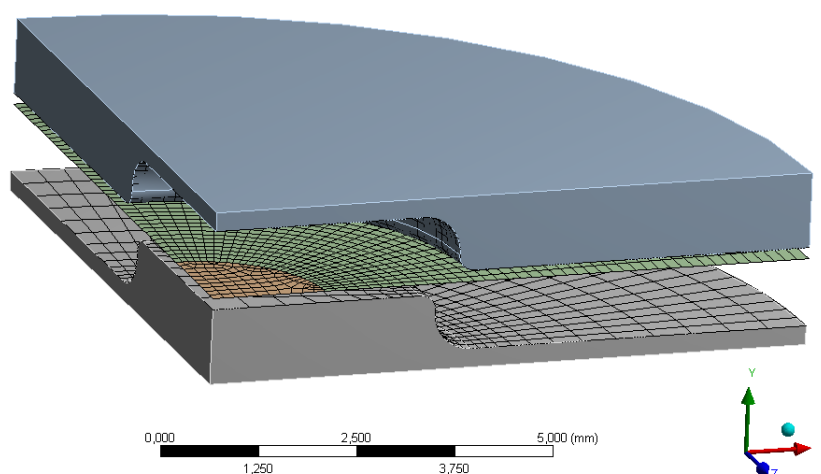
Obr. 61 Závislost ztenčení na velikosti R_1 pro materiál X2CrCuTi18.

rozložení této deformace mezi dva prvky byla zjištěna celkově nižší hodnota minimálního přetvoření a tím i nižší hodnota ztenčení. Z tohoto důvodu byla výše uvedená 2D simulace nahrazena prostorovým modelem s diskretizací shell prvky, které jsou přímo přizpůsobené k simulacím tváření plechů.

4.6 Řešení pomocí shell prvků [62]

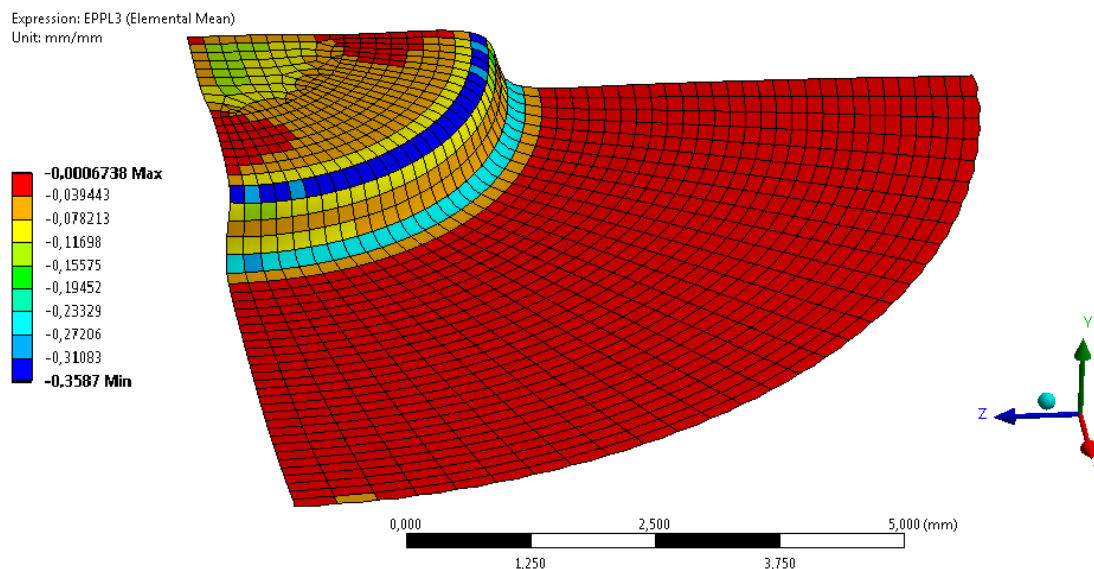
Pro MKP výpočet tvorby prolisu v prostoru byly využity stejné materiálové modely jako v případě rovinné úlohy. Vytvořený model byl zjednodušeně reprezentován čtvrtkruhovou výsečí, aby byl uspořen výpočetní čas. Rozdílem oproti předchozí 2D simulaci bylo použití skořepinového modelu polotovaru. Toto řešení je zvláště vhodné pro simulace tváření plechů.

Trojrozměrné modely již umožňují označit některá tělesa jako ideálně tuhá, čehož bylo využito pro razník a matici. Model s aplikovanou sítí konečných prvků je zobrazen na obrázku 62.



Obr. 62 Diskretizace trojrozměrného modelu.

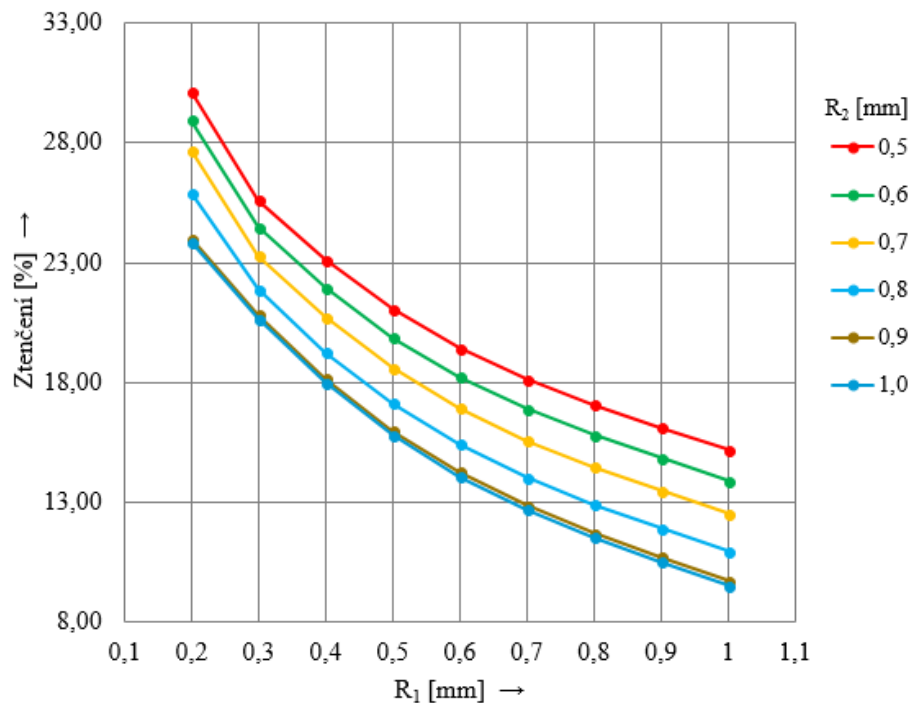
Simulací stávajícího stavu byla zjištěna v místě R_1 minimální tloušťka 0,222 mm, což odpovídá ztenčení 25,9 %. Měřením bylo zjištěno ztenčení 33,3 %, to znamená experimentálně přijatelný rozdíl 7,4 %. Na tento rozdíl má vliv řada faktorů. Jedním z nich je koeficient tření, který nebyl pro simulace MKP experimentálně ověřen, ale byla za něj dosazena běžně užívaná hodnota 0,1 pro suchý kovový styk. Dalším faktorem je způsob získání velikosti minimální deformace. Její hodnota je určena průměrnou hodnotou přetvoření v jednom elementu, tzn. závisí na velikosti elementu. Čím bude element menší, tím bude vypočítaná hodnota deformace přesnější. Velikost elementu v použitém modelu je kompromisem mezi přesností a dobou výpočtu, která se s rostoucím počtem elementů značně zvyšuje. S přihlédnutím k uvedeným skutečnostem byl model považován za dostatečný k hledání optimální geometrie, tedy velikostí poloměrů R_1 a R_2 . Tato optimalizace byla založena na stejném principu jako předchozí úloha, jejíž schéma je uvedeno na obrázku 60. Ukázku rozložení deformace ve směru tloušťky plechu po tváření prolisu lze vidět na obrázku 63. Jde o kombinace $R_1 = 0,2$ mm, $R_2 = 0,5$ mm.



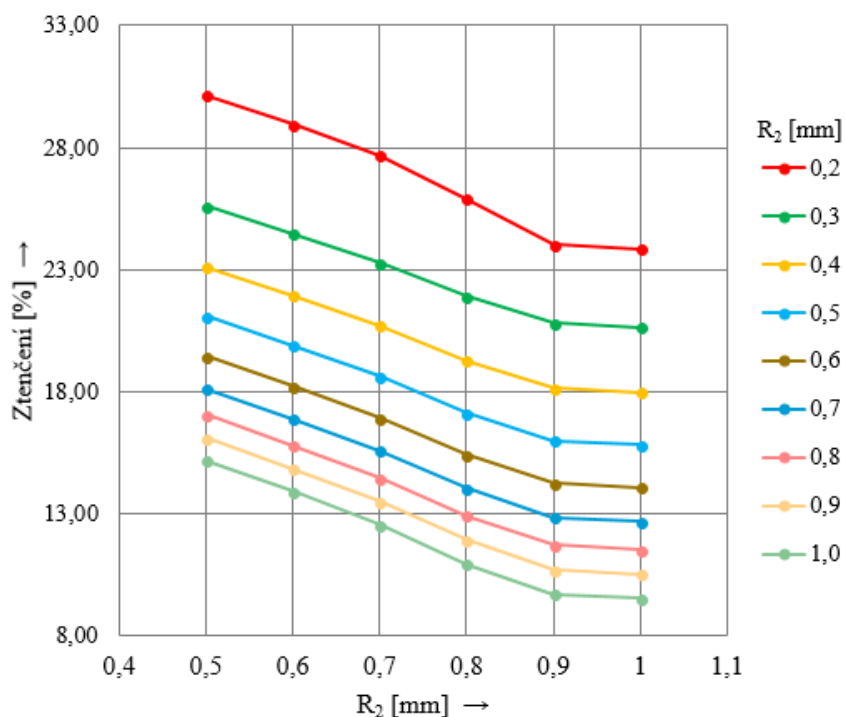
Obr. 63 Příklad rozložení deformace φ_3 pro geometrii
 $R_1 = 0,2 \text{ mm}$, $R_2 = 0,5 \text{ mm}$.

Dále zde budou uvedeny výsledky provedené optimalizace geometrie. Ideální geometrie (tzn. nejmenší ztenčení stěny) byla hledána v několika úrovních. V závislosti na R_1 , přičemž R_2 zůstávalo konstantní a naopak, a to vše pro tři různé materiálové varianty.

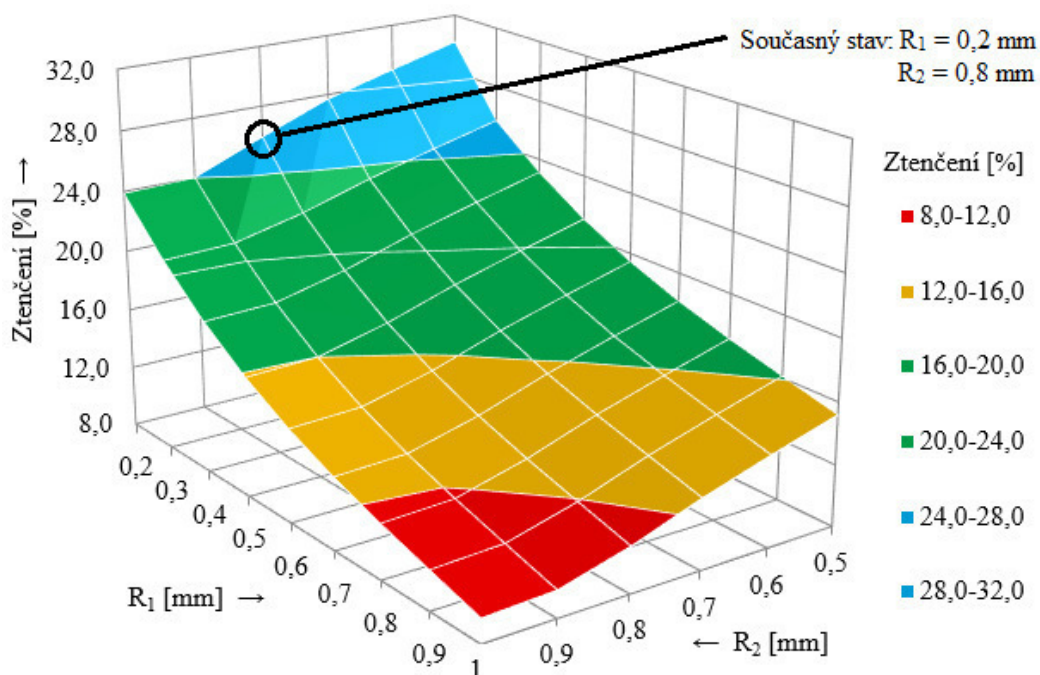
Feritická korozivzdorná ocel X2CrCuTi18 vzhledem ke svým pevnostním charakteristikám vykazovala podle očekávání nejhorší hodnoty ve srovnání s austenitickými plechy. Závislosti ztenčení na R_1 a R_2 jsou postupně uvedeny v obrázcích 64 až 66.



Obr. 64 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_1 pro ocel X2CrCuTi18.



Obr. 65 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_2 pro ocel X2CrCuTi18.



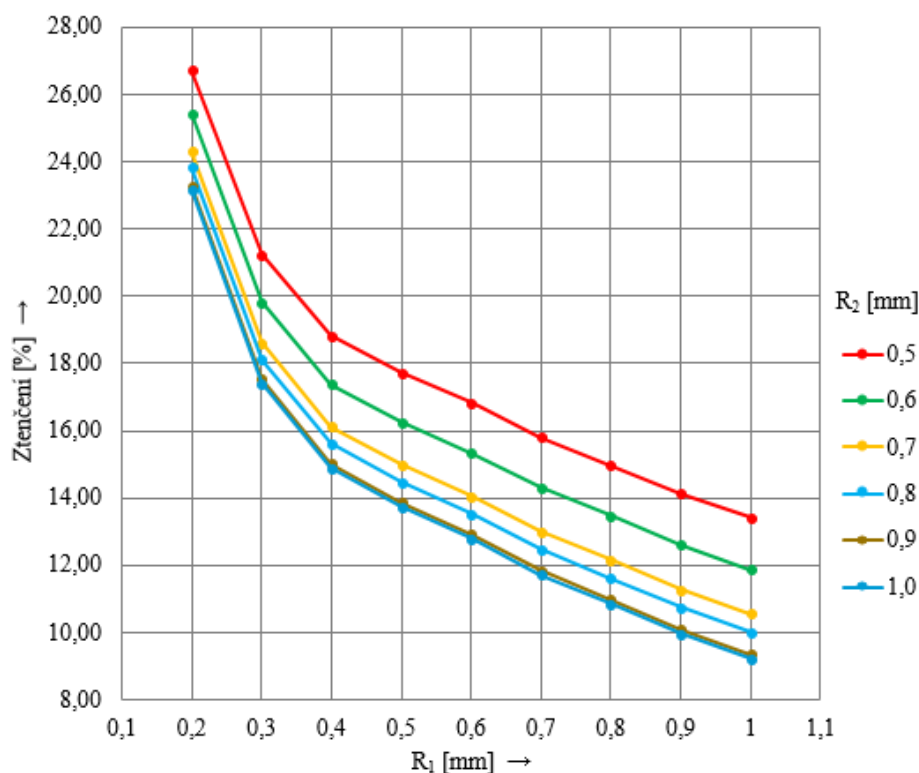
Obr. 66 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_1 a R_2 pro ocel X2CrCuTi18.

Z uvedených grafů je patrné klesající ztenčení stěny spolu s rostoucími poloměry R_1 a R_2 . Ke stávajícímu $R_1 = 0.2$ mm byl optimálním určen $R_2 = 1.0$ mm. Při zachování původního $R_2 = 0.8$ mm potom byl vyhodnocen jako nejlepší $R_1 = 1.0$ mm. Nejmenšího ztenčení lze dosáhnout změnou obou poloměrů na hodnotu 1,0 mm. Hodnoty ztenčení pro všechny uvažované varianty jsou uspořádány v tabulce 19.

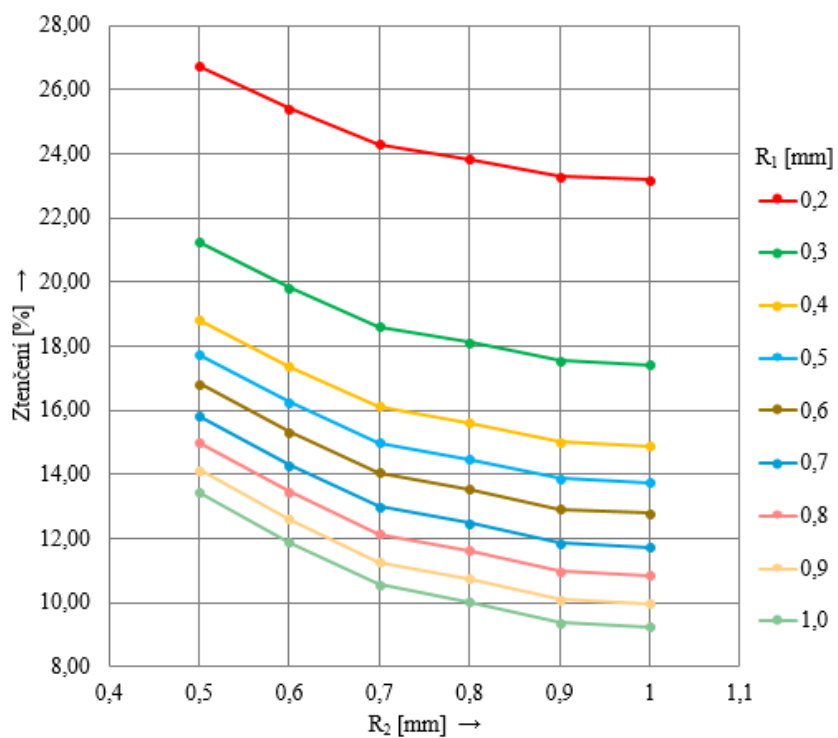
Tab. 19 Ztenčení stěny prolisu pro ocel X2CrCuTi18 v %.

		R1 [mm]								
		0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1
R2 [mm]	0,5	30,1	25,6	23,1	21,1	19,4	18,1	17,1	16,1	15,2
	0,6	28,9	24,5	21,9	19,9	18,2	16,9	15,8	14,8	13,9
	0,7	27,7	23,3	20,7	18,6	16,9	15,6	14,5	13,5	12,5
	0,8	25,9	21,9	19,3	17,1	15,4	14,1	12,9	11,9	11,0
	0,9	24,0	20,8	18,2	16,0	14,3	12,9	11,7	10,7	9,7
	1	23,9	20,7	18,0	15,8	14,1	12,7	11,5	10,5	9,5

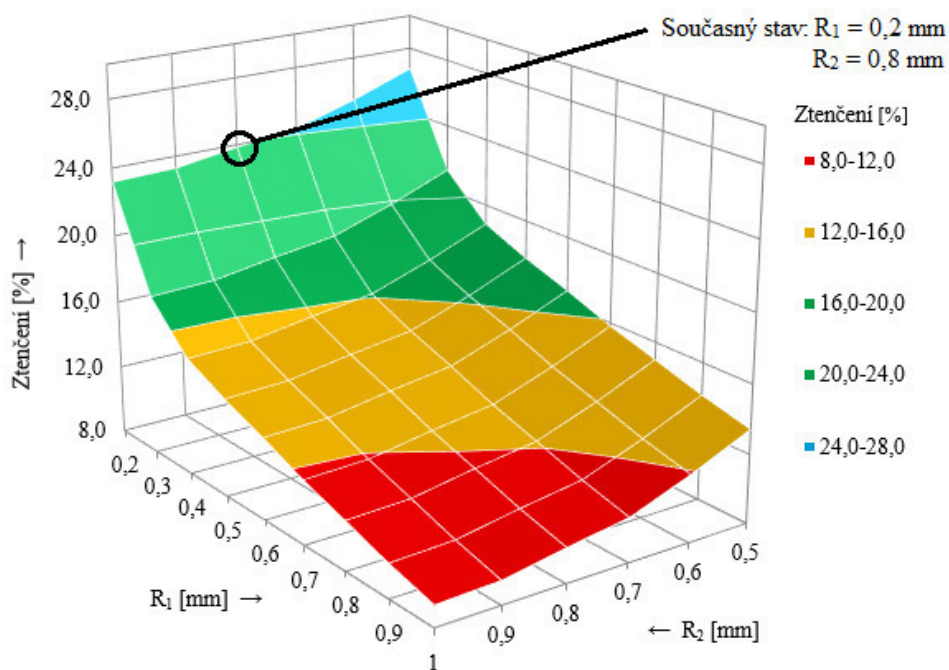
Austenitická korozivzdorná ocel X5CrNi18-10 bez dodatečného rozpouštěcího žíhání potvrdila na základě materiálových vlastností předpokládané snížení ztenčení. Průběhy v závislosti na stejných vstupních parametrech jako v předchozím případě lze vidět na obrázcích 67 až 69.



Obr. 67 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_1 pro ocel X5CrNi18-10.



Obr. 68 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_2 pro ocel X5CrNi18-10.



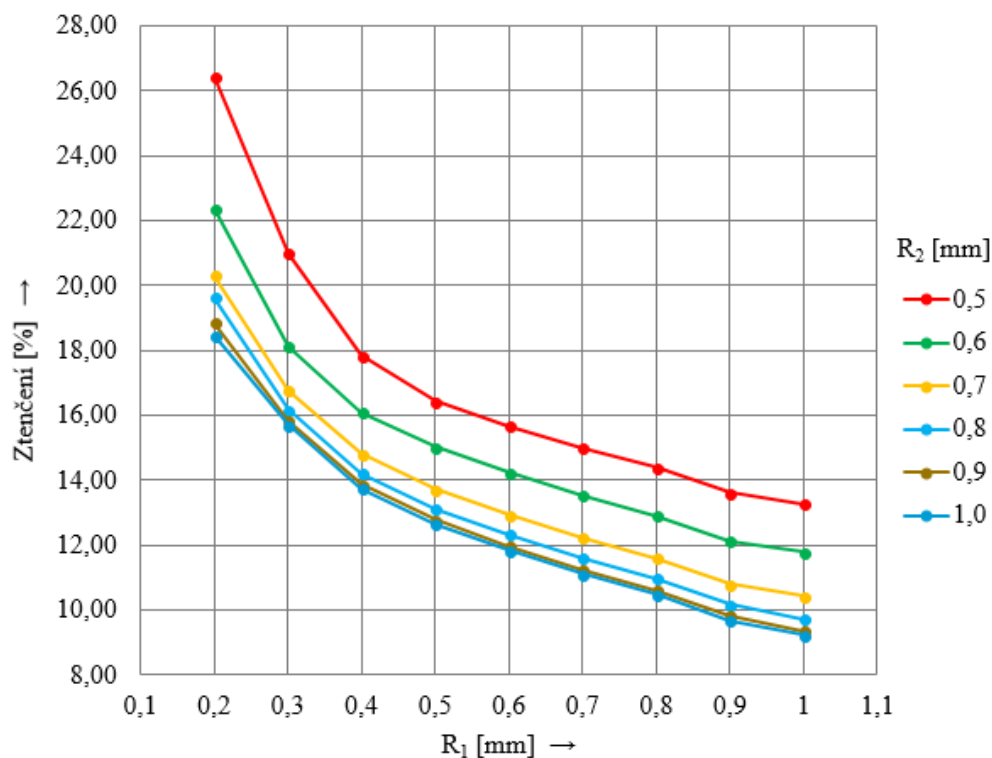
Obr. 69 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_1 a R_2 pro ocel X5CrNi18-10.

Stejně jako u předchozí oceli je i zde patrné klesající ztenčení stěny spolu s rostoucími poloměry R_1 a R_2 . Hodnoty ztenčení pro všechny uvažované varianty jsou uspořádány v tabulce 20.

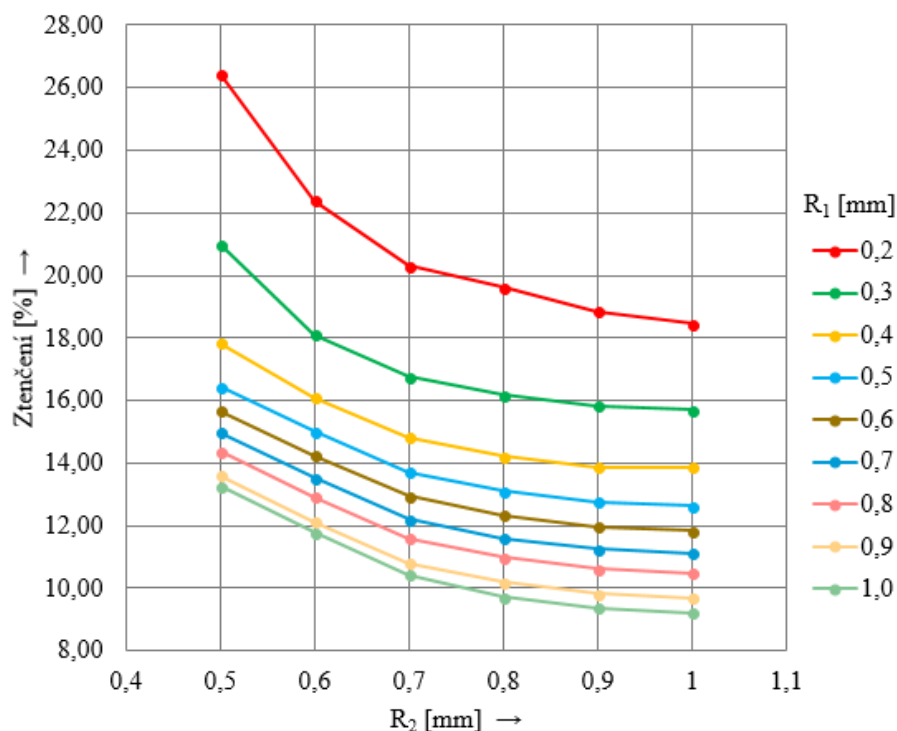
Tab. 20 Ztenčení stěny prolisu pro ocel X5CrNi18-10 v %.

		R1 [mm]								
		0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
R2 [mm]	0,5	26,7	21,2	18,8	17,7	16,8	15,8	15,0	14,1	13,4
	0,6	25,4	19,8	17,4	16,3	15,3	14,3	13,5	12,6	11,9
	0,7	24,3	18,6	16,1	15,0	14,1	13,0	12,2	11,3	10,6
	0,8	23,8	18,1	15,6	14,5	13,5	12,5	11,6	10,7	10,0
	0,9	23,3	17,5	15,0	13,9	12,9	11,9	11,0	10,1	9,4
	1,0	23,2	17,4	14,9	13,7	12,8	11,7	10,9	10,0	9,2

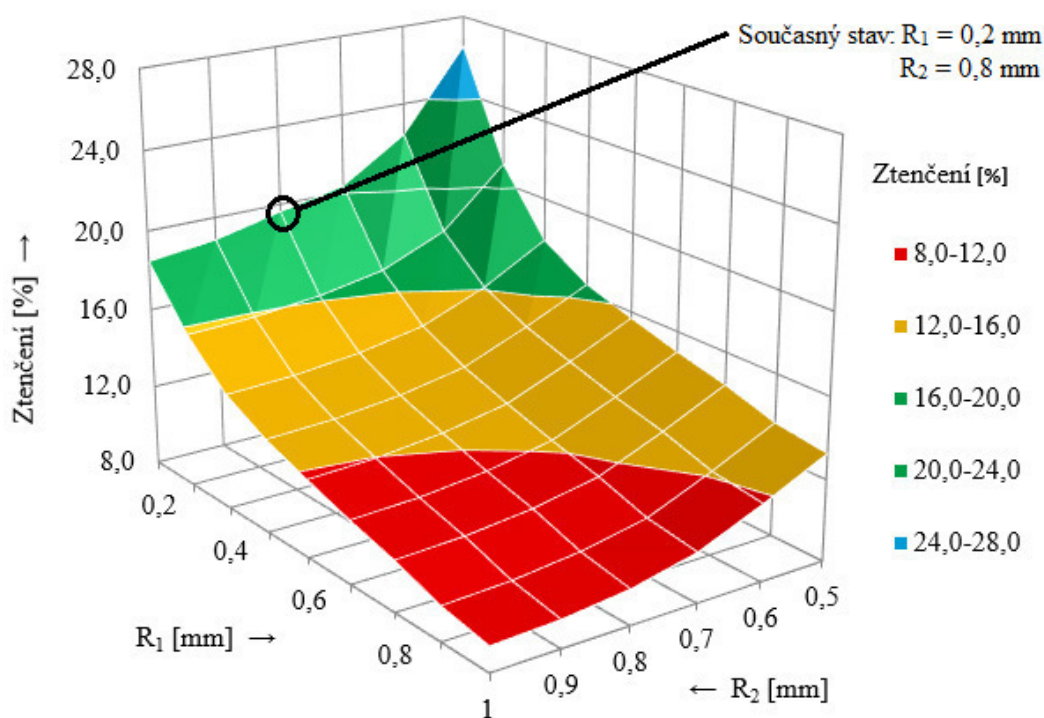
Třetí a poslední materiálovou variantu představuje austenitická korozivzdorná ocel X5CrNi18 - 10 s dodatečným rozpouštěcím žíháním. Průběhy ztenčení v závislosti na stejných vstupních parametrech jako dvou materiálů lze vidět na obrázcích 70 až 72.



Obr. 70 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_1 pro ocel X5CrNi18-10 s dodatečným TZ.



Obr. 71 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_2 pro ocel X5CrNi18-10 s dodatečným TZ.



Obr. 72 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_1 a R_2 pro ocel X5CrNi18-10 s dodatečným TZ.

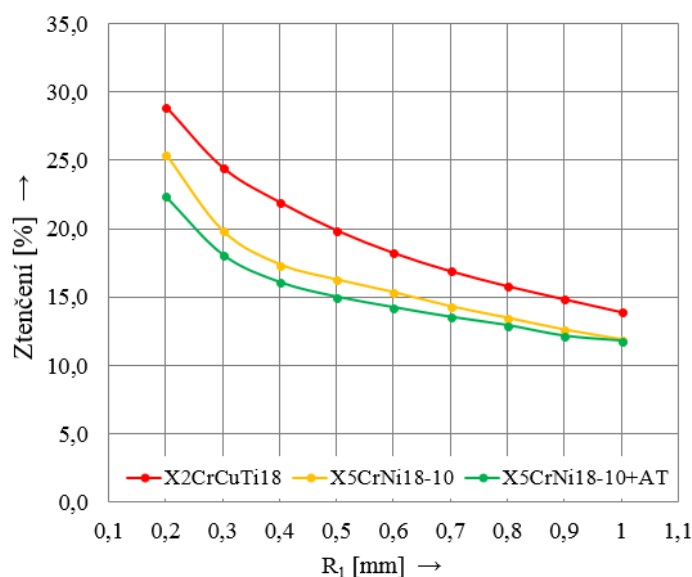
Nejlepší hodnoty ztenčení byly i pro tuto variantu zaznamenány v oblasti nejvyšších poloměrů z uvažovaného rozsahu, tedy $R_1 = R_2 = 1,0$ mm. Hodnoty ztenčení pro všechny uvažované varianty jsou uspořádány v tabulce 21. V příloze 5 jsou uvedeny kombinace poloměrů R_1 a R_2 a vypočtené ztenčení.

Tab. 21 Ztenčení stěny prolisu pro ocel X5CrNi18-10 s dodatečným TZ v %.

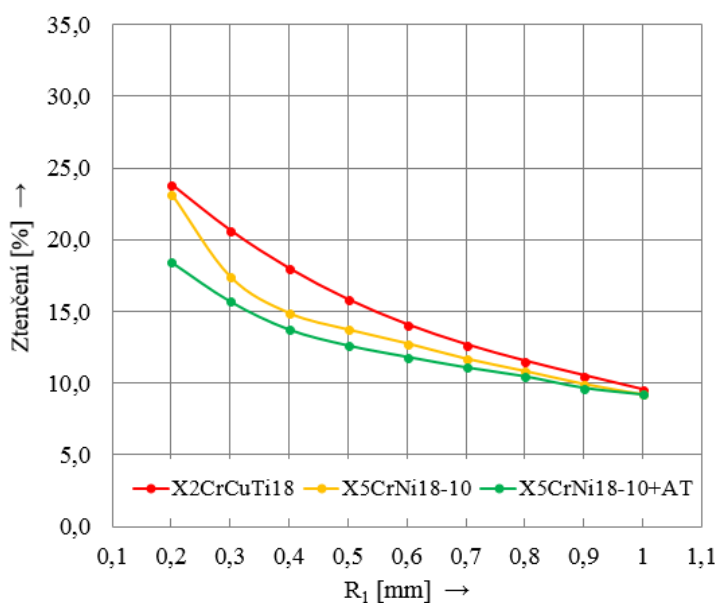
		R1 [mm]								
		0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1
R2 [mm]	0,5	26,4	21,0	17,8	16,4	15,7	15,0	14,4	13,6	13,3
	0,6	22,4	18,1	16,1	15,0	14,2	13,5	12,9	12,1	11,8
	0,7	20,3	16,8	14,8	13,7	12,9	12,2	11,6	10,8	10,4
	0,8	19,6	16,2	14,2	13,1	12,3	11,6	11,0	10,2	9,7
	0,9	18,9	15,8	13,9	12,8	12,0	11,2	10,6	9,8	9,4
	1	18,5	15,7	13,7	12,6	11,8	11,1	10,5	9,7	9,2

4.7 Technické zhodnocení

Grafy, které byly prezentovány výše, ukazují ztenčení v závislosti na geometrii prolisu. Pozornost však byla věnována i vlivu jednotlivých materiálů. Z porovnání hodnot ztenčení vyplývá, že největší vliv materiálových vlastností se objevuje pro malé poloměry R_2 a především R_1 . Se zvětšováním těchto parametrů je potom vliv materiálu snižován. To je doloženo na obrázku 73, kde lze vidět průběh ztenčení pro všechny tři materiály v závislosti na R_1 při konstantním $R_2 = 0,6$ mm, a dále na obrázku 74, kde je uvedeno totéž pro $R_2 = 1,0$ mm. Křivky charakterizující ztenčení se s rostoucími hodnotami vstupních parametrů vzájemně přibližují.



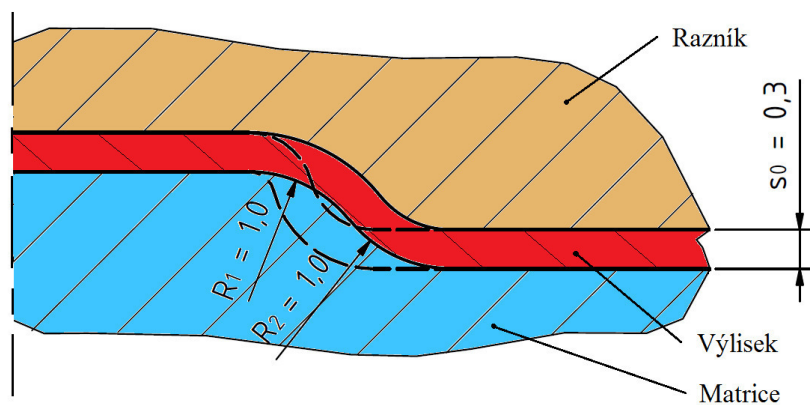
Obr. 73 Vliv materiálu a R_1 na ztenčení při $R_2 = 0,6$ mm.



Obr. 74 Vliv materiálu a R_1 na ztenčení při $R_2 = 1,0$ mm.

K nižšímu ztenčení stěny prolisu vede několik cest.

- První cestou, která je patrná na všech zobrazených závislostech, je zvětšení obou poloměrů na co nejbližší hodnoty maximálního testovanému rozsahu. V tomto případě není příliš důležité, jaký typ z uvažovaných materiálů bude použit pro výrobu, protože při volbě $R_1 = R_2 = 1,0$ mm se rozdíl ve ztenčení pohybuje v řádu desetin procent, což znamená změnu tloušťky několik tisícín milimetru (obr. 74). Nemá tedy smysl používat dražší materiálovou variantu. Optimalizovaná geometrie je uvedena na obrázku 75, čárkovanou čarou je zde naznačen současný stav $R_1 = 0,2$ mm, $R_2 = 0,8$ mm.
- Změně geometrie může bránit funkce prolisu jako distančního elementu vymezujícího polohu celého výlisku vůči zbytku sestavy a jeho pájení k dalším dílcům. Z toho důvodu může být důležité, aby měl rovné dno o určité ploše, kvůli dobrému přilnutí při spojování. Pokud by tedy nebylo možné změnit geometrii na doporučenou, druhým způsobem vedoucím ke zvýšení tloušťky stěny je právě změna materiálu výlisku.



Obr. 75 Optimální varianta geometrie prolisu.

5 ZÁVĚRY

Cílem diplomové práce bylo vyřešit závislost změny geometrie lisovaného dílce na jeho ztenčení. Dílcem byl výlisek z plechu tloušťky 0,3 mm opatřený mělkými kruhovými prolisy, které měly ploché dno. Mezi dnem a stěnou prolisu bylo zaoblení o poloměru $R_1 = 0,2$ mm, přechod mezi stěnou prolisu a dílcem byl zaoblen poloměrem $R_2 = 0,8$ mm. Při výrobě těchto prolisů docházelo v místě zaoblení R_1 ke ztenčení stěny, které bylo následně příčinou vzniku trhlin při tepelném namáhání. Výchozím materiálem použitým k výrobě byla korozivzdorná feritická ocel X2CrCuTi18 a dalšími dvěma uvažovanými materiály byly austenitická korozivzdorná ocel X5CrNi18-10 po standardním rozpouštěcím žihání a tatáž ocel s dodatečným rozpouštěcím žiháním.

Tvorba prolisů v plechu je řazena mezi technologie tažení, proto se tímto směrem ubírala také literární studie, ve které byla nejprve shrnuta obecná problematika tažení. Dále byl na základě teoretických vztahů popsán způsob řešení mělkého tažení, a to analytickým způsobem i s využitím numerické simulace metodou konečných prvků.

K určení velikosti ztenčení stěny prolisu bylo provedeno měření tloušťky na rozřezaných vzorcích za pomoci stereomikroskopu SSM 3-E a programu Dino Capture, které ukázalo průměrnou tloušťku stěny 0,2 mm, což znamená ztenčení 33,3 %. Přestože z dodaného 3D skenu nástroje vyplývalo vzájemné posunutí razníku a matrice, na ztenčení stěny vyrobených a měřených vzorků nebyla pozorována výrazná závislost tloušťky stěny na posunutí. Při tvorbě modelu bylo tedy posunutí nástroje zanedbáno.

Materiálové modely byly pro simulaci MKP vytvořeny na základě provedených tahových zkoušek vzorků tří uvažovaných materiálů stejné tloušťky jako plechový polotovár. Za účelem provedení a vyhodnocení tahových zkoušek byl použit hydraulický zkušební stroj ZD40 v součinnosti se softwarem M-test.

Analýza ztenčení byla provedena v programu ANSYS Workbench ve verzi 18.2. Simulací celého dílce bylo dokázáno, že deformace je lokalizována jen v oblasti prolisů. Byl vytvořen osově symetrický 2D model jednoho prolisu, na kterém byl nejprve ověřen stávající stav geometrie. Tloušťka stěny 0,181 mm získaná numerickým výpočtem se lišila od skutečné průměrné hodnoty o 6,4 %, což bylo experimentálně přijatelné. Byly sestaveny kombinace vstupních parametrů tvořených poloměry R_1 a R_2 , pro které byla řešena odezva výstupního parametru, tedy ztenčení, s využitím optimalizačního nástroje Response Surface. Některé z takto získaných hodnot byly zkreslené vlivem diskretizace s jedním prvkem ve směru tloušťky a 2D model byl tedy označen za nevhodný.

Proto byl vytvořen 3D model prolisu, pro který byl tvářený plech diskretizován pomocí shell prvků. Simulací současného stavu geometrie bylo zjištěno ztenčení 25,9 % lišící se od experimentálně určené hodnoty o 7,4 %. Na základě tohoto modelu byly získány závislosti ztenčení na R_1 a R_2 pro všechny materiálové varianty. Bylo zjištěno, že s rostoucí hodnotou poloměrů ztenčení klesá bez ohledu na použitý materiál, nejmenší hodnota 9,2 % byla zjištěna na horní hranici testovaného rozsahu pro obě varianty oceli X5CrNi18-10, kdy $R_1 = R_2 = 1$ mm. Nejmenší ztenčení pro ocel X2CrCuTi18 mělo hodnotu 9,5 %. Největší vliv materiálu byl zjištěn při malých hodnotách R_1 a R_2 , s jejich nárůstem vliv materiálu klesá.

Výsledky této práce mohou být využity k úpravě geometrie prolisu případně i ke změně výchozího materiálu s cílem snížit ztenčení stěny. Postup analýzy ztenčení uvedený v praktické části lze využít pro strukturální i jiné optimalizace tvaru parametrických modelů v programu ANSYS.

SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ

1. ABLAT, Muhammad a Ala QATTAWI. Numerical simulation of sheet metal forming: a review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. London: Springer London, 2017, 89(1), 1235-1250 [cit. 2018-02-20]. DOI: 10.1007/s00170-016-9103-5. ISSN 0268-3768. Dostupné z: <https://link-springer-com.ezproxy.lib.vutbr.cz/article/10.1007/s00170-016-9103-5>
2. KRUTIŠ, Vladimír, Rudolf PETRMICHL, Marek SLOVÁČEK a Andrea PETŘÍKOVÁ. Virtuální numerické simulace výrobních procesů. *MM: Průmyslové spektrum*. 2012, 2012(11), 58. ISSN 12122572.
3. Golden time for aluminium in U.S. automotive industry. In: *Metal working world magazine* [online]. 2015 [cit. 2018-02-20]. Dostupné z: <http://www.metalworkingworldmagazine.com/golden-time-for-aluminium-in-u-s-automotive-industry/>
4. OKUDAN, Ahmet. *Core Plug Sheet Forming Analysis* [online]. 2017 [cit. 2018-05-18]. Dostupné z: <https://i.ytimg.com/vi/aYm5BS9WEuo/maxresdefault.jpg>
5. MACHEK, Václav, Ladislav VESELÝ, Milan VESELÝ a Jaroslav VIŠŇÁK. *Zpracování tenkých plechů*. Praha: SNTL, 1982.
6. *Hanon Systems* [online]. Hanon Systems, 2013 [cit. 2018-02-24]. Dostupné z: <http://www.hanonsystems.com/En>
7. ČSN EN 10027-1. *Systémy označování ocelí - Část 1: Stavba značek oceli*. Brusel: Evropský výbor pro normalizaci, 2017.
8. PTÁČEK, Luděk. *Nauka o materiálu II*. 2. opr. a rozš. vyd. Brno: CERM, 2002. ISBN 80-720-4248-3.
9. FREMUNT, Přemysl a Tomáš PODRÁBSKÝ. *Konstrukční oceli*. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 1996. ISBN 80-85867-95-.
10. PLUHAR, Jaroslav. *Nauka o materiálech*. Praha: SNTL, 1989.
11. *Total Materia* [online]. Zürich: Key to Metals AG, 2018 [cit. 2018-02-24]. Dostupné z: <http://www.totalmateria.com/page.aspx?ID=Home&LN=CZ>
12. *MatWeb: Material Property Data* [online]. Blacksburg (Virginia): MatWeb, 2018 [cit. 2018-02-24]. Dostupné z: <http://www.matweb.com/>
13. ČSN EN 10088-1. *Korozivzdorné oceli - Část 1: Přehled korozivzdorných ocelí*. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2015.
14. RAMEZANI, Maziar a Zaidi RIPIN. *Rubber-pad forming processes Technology and applications*. Cambridge: Woodhead Publishing Ltd, 2012. ISBN 978-085-7095-497.
15. CHANG, Kuang-Hua. *Product manufacturing and cost estimating using CAD/CAE*. Vyd. 1. Amsterdam: Academic Press, 2013, 133-190 s. ISBN 978-0-12-401745-0.

16. SAMEK, Radko, Eva ŠMEHLÍKOVÁ a Zdeněk LIDMILA. *Speciální technologie tváření*. Vyd. 1. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2010. ISBN 978-802-1442-207.
17. EL-AZAB, Anter, Mark GARNICH a Ashish KAPOOR. Modeling of the electromagnetic forming of sheet metals: state-of-the-art and future needs. *Journal of Materials Processing Technology* [online]. 2003, 142(3), 744-754 [cit. 2018-03-30]. DOI: 10.1016/S0924-0136(03)00615-0. ISSN 09240136. Dostupné z: <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0924013603006150>
18. LENFELD, Petr. Technologie II. *Katedra strojírenské technologie* [online]. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 2005 [cit. 2018-03-31]. Dostupné z: http://www.ksp.tul.cz/cz/kpt/obsah/vyuka/skripta_tkp/sekce/obsah_kovy.htm
19. NOVOTNÝ, Karel. *Výrobní stroje. Část I. - Tváření*. 2. vyd. Brno: Vysoké učení technické v Brně, 1987, 112 s.
20. Děrovací nástroje. *Trumpf* [online]. Ditzingen: Trumpf, 2018 [cit. 2018-04-27]. Dostupné z: https://www.trumpf.com/cs_CZ/produkty/servis/servis-stroje-systemy-laser/nastroje/derovaci-nastroje/tabulky/tvareni/
21. Process overview deep drawing. In: *SFS intec* [online]. Heerbrugg: SFS intec, 2018 [cit. 2018-04-27]. Dostupné z: https://www.sfsintec.biz/en/web/technologies_products/production_technologies/deep_drawing/prozess/prozess_1.html
22. ČADA, Radek. *Technologie I*. 1. vyd. Ostrava: Vysoká škola báňská - Technická univerzita Ostrava, 2007. ISBN 978-80-248-1507-7. Dostupné také z: <http://www.elearn.vsb.cz/archivcd/FS/TECH1/Technologie-I.pdf>
23. DVOŘÁK, Milan a Michaela MAREČKOVÁ. Technologie tváření. *Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství: Ústav strojírenské technologie* [online]. Brno: Odbor tváření kovů a plastů, 2006 [cit. 2018-03-31]. Dostupné z: http://ust.fme.vutbr.cz/tvareni/technologie_tvareni/index.htm
24. HATTALLI, Vinod a Shivashankar SRIVATSA. Sheet Metal Forming Processes – Recent Technological Advances. *Materials Today: Proceedings* [online]. Oxford: Elsevier, 2018, 5(1), 2564-2574 [cit. 2018-03-31]. DOI: 10.1016/j.matpr.2017.11.040. ISSN 22147853. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.11.040>
25. FOREJT, Milan a Miroslav PÍŠKA. *Teorie obrábění, tváření a nástroje*. Vyd. 1. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2006, 4 - 129 s. ISBN 80-214-2374-9.
26. DVOŘÁK, Milan, František GAJDOŠ a Karel NOVOTNÝ. *Technologie tváření: plošné a objemové tváření*. Vyd. 5. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2013. ISBN 978-802-1447-479.
27. ČADA, Radek. *Technologie tváření a slévání – teoretický základ: Technologie tažení*. 1. vyd. Ostrava: Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava, 2013. ISBN 978-80-248-3015-5.
28. ČSN 22 7301. *Lisovací nástroje. Tažení dutých válcových výtažků. Směrnice pro konstrukci*. Praha, 1969.

29. HOSFORD, William a Robert CADDELL. *Metal forming: mechanics and metallurgy*. 3rd ed. New York: Cambridge University Press, 2007. ISBN 978-0-521-88121-0.
30. NOVOTNÝ, Karel. *Tvářecí nástroje*. 1. vyd. Brno: Vysoké učení technické v Brně, 1992. ISBN 80-214-0401-9.
31. KOTOUČ, Jiří, Jan ŠANOVEC, Jan ČERMÁK a Luděk MÁDLE. *Tvářecí nástroje*. 1. vyd. Praha: České vysoké učení technické, 1993. ISBN 80-010-1003-1.
32. LIDMILA, Zdeněk. *Nástroje pro tažení plechu*. Brno, b.r.
33. MARCINIAK, Z., J. DUNCAN a S. HU. *Mechanics of Sheet Metal Forming*. 2. vyd. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2002. ISBN 0750653000.
34. FOREJT, Milan. *Teorie tváření*. 1. vyd. Brno: VUT Brno, 1992. ISBN 80-214-0415-9.
35. TSCHAETSCH, Heinz. *Metal forming practise: processes - machines - tools*. 1. vyd. New York: Springer-Verlag, 2006. ISBN 978-3-540-33216-9.
36. JANÍČEK, Přemysl. *Mechanika těles: pružnost a pevnost I*. 3. vyd. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2004. ISBN 80-214-2592-X.
37. HILL, Rodney. *The mathematical theory of plasticity*. Oxford: Clarendon Press, 2009. ISBN 978-0-19-850367-5.
38. SHIGLEY, Joseph Edward, Charles R. MISCHKE, Richard G. (Richard Gordon) BUDYNAS, Martin HARTL a Miloš VLK. *Konstruování strojních součástí*. 1. vyd. Brno: VUTUM, 2010, 1159 s. ISBN 9788021426290.
39. KE, Junyi, Yuqi LIU, Hongchuan ZHU a Zhibing ZHANG. Formability of sheet metal flowing through drawbead – an experimental investigation. *Journal of Materials Processing Technology* [online]. 2018, 254, 283-293 [cit. 2018-04-14]. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2017.11.051. ISSN 09240136. Dostupné z: <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S092401361730571X>
40. PTÁČEK, Luděk. *Nauka o materiálu I*. 2. opr. a rozš. vyd. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2003, xii, 516 s. ISBN 80-720-4283-1.
41. ČSN EN ISO 6892-1. *Kovové materiály - Zkoušení tahem - Část 1: Zkušební metoda za pokojové teploty*. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2017.
42. FOREJT, Milan. Konstitutivní vztahy pro rychlosti deformace v technologiích tváření. In: *The 2nd International Conference FORM'95*. Brno: TU Brno, 1995, s. 77-82. ISBN 80-214-0664-X.
43. PETRUŠKA, Jindřich. *MKP v inženýrských výpočtech*. Brno, b.r. Dostupné také z: <http://www.umt.fme.vutbr.cz/cs/studium/studijni-materialy.html>
44. FABÍK, Richard. *Modelování tvářecích procesů*. Ostrava, 2013. Dostupné také z: <https://www.fmfi.vsb.cz/modin/cs/studijni-opory/resitelsky-tym-2-metalurgie/modelovani-tvarecich-procesu/>

45. ŘIHÁČEK, Jan. *Počítačová podpora technologie: Část tváření*. Brno, 2015. Dostupné také z: <http://ust.fme.vutbr.cz/tvareni/studium/index.php?stranka=opory>
46. BERN, Marshall a Paul PLASSMANN. *Mesh generation*. Pennsylvania State University, Department of Computer Science and Engineering, College of Engineering, 1997.
47. *Ansys Help*. Ansys, 2017.
48. XUE, Yan. Meshing Method of FEM in Large Complex Structural Simulations. *Applied Mechanics and Materials: Mechanical and Electrical Technology IV*. 2012, 229-231, 457-460. ISSN 1662-7482. Dostupné také z: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.229-231.457>
49. FUSEK, Martin a Jaroslav ROJÍČEK. *Metoda konečných prvků I. 1*. Ostrava: Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava, 2013. ISBN 978-80-248-3023-0.
50. Surface Body Shell Offsets. *Sharcnet* [online]. London, Ontario: Sharcnet, 2016 [cit. 2018-04-29]. Dostupné z: https://www.sharcnet.ca/Software/Ansys/17.0/en-us/help/wb_sim/ds_surface_body_offsets.html
51. Introduction to Finite Element Methods. *University of Colorado Boulder* [online]. Boulder: University of Colorado at Boulder, 2017 [cit. 2018-03-13]. Dostupné z: <https://www.colorado.edu/engineering/cas/courses.d/IFEM.d/>
52. FUSEK, Martin a Radim HALAMA. Metoda konečných prvků a metoda hraničních prvků. *Matematika pro inženýry 21. století* [online]. Ostrava: VŠB - TU Ostrava, 2011 [cit. 2018-03-26]. Dostupné z: <http://mi21.vsb.cz/modul/metoda-konecnych-prvku-metoda-hranicnich-prvku>
53. MADENCI, Erdogan a Ibrahim GUVEN. *The finite element method and applications in engineering using ANSYS*. 1. vyd. New York: Springer, 2006. ISBN 03-872-8290-4.
54. LUKS, Tomáš. *Okrajové podmínky ve válcovací mezeře při válcování za tepla a za studena*. Brno, 2016, 95 s. Dizertační práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství. Vedoucí práce Jaroslav Horský.
55. SLOTA, Ján. *Numerická simulácia lisovania plechov*. Vydanie prvé. Košice: Strojnícka fakulta TU v Košiciach, 2016. ISBN 978-80-553-3007-5.
56. HUKKERIKAR, Abhishek a Jitendra RATHORE. *Finite Element Analysis in Metal Forming*. Aachen, 2017. Dostupné také z: https://www.slideshare.net/abhishek_hukkerikar/finite-element-analysis-in-metal-forming-processes
57. DROZDA, Jiří, Hana HASNÍKOVÁ, Václav JIRSÁK a Eva MAŠKOVÁ. *Příručka ANSYS Workbench*. 1. vyd. Praha: Česká technika - nakladatelství ČVUT, 2012. ISBN 978-80-01-05175-7.
58. Mechanika. *SVS FEM* [online]. Brno: SVS FEM, b.r. [cit. 2018-05-03]. Dostupné z: <https://www.svsfem.cz/produkty/mechanika>
59. LEE, Huei-Huang. *Finite element simulations with ANSYS workbench 14: [theory, applications, case studies]*. 1. vyd. Mission: SDC Publications, 2012. ISBN 978-1585037254.

60. Stereomikroskop SSM-3E. In: *M & B Calibr* [online]. Ivančice: M & B Calibr, b.r. [cit. 2018-05-15]. Dostupné z: <http://www.mbcaltbr.cz/prodej-produkt-4201-stereomikroskop-ssm-3e.html>
61. DOUPNÍK, Petr. Využití optimalizačních metod při návrhu transsonického křídla s implementací základních konstrukčně pevnostních omezení. Brno, 2010. Disertační práce. Vysoké učení technické v Brně. Vedoucí práce Antonín Pištěk.
62. Součinitele tření. Ripra [online]. Kunratice: Ripra, 2013 [cit. 2018-05-16]. Dostupné z: http://www.ripra.cz/index.php?option=com_content&view=article&id=95:souinitele-teni&catid=55:mechanika&Itemid=55

SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ A ZKRATEK

Označení	Legenda	Jednotka
A_{80}	Tažnost pásu plechu délky 80 mm	[%]
A	Tažnost	[%]
a_0	Počáteční šířka vzorku	[mm]
b	Šířka vzorku	[mm]
b_0	Počáteční šířka vzorku	[mm]
c	Součinitel vlivu součinitele tažení	[-]
D	Okamžitý průměr taženého přístřihu	[mm]
d	Průměr tažníku	[mm]
D_0	Počáteční průměr přístřihu	[mm]
d_s	Stření průměr výtažku	[mm]
E	Modul pružnosti	[GPa]
e	Eulerovo číslo	[-]
f	Koeficient tření	[-]
F	Síla	[N]
\mathbf{F}	Globální matice zatížení	
F_c	Celková síla potřebná k tažení	[N]
F_p	Přidržovací síla	[N]
$F_{\text{přetržení}}$	Síla potřebná k utržení dna	[N]
F_{t1}	Tahová síla ve směru 1	[N·mm ⁻¹]
F_{t1A}	Tahová síla ve směru 1 v bodě A	[N·mm ⁻¹]
F_{t1E}	Tahová síla ve směru 1 v bodě E	[N·mm ⁻¹]
F_{t2}	Tahová síla ve směru 2	[N·mm ⁻¹]
$F_{\text{taž}}$	Tažná síla	[N]
F_v	Vyhazovací síla	[N]
h	Hloubka výtažku	[mm]
K	Materiálová konstanta	[MPa]
\mathbf{K}	Globální matice tuhosti	
L	Délka vzorku	[mm]
L_0	Počáteční délka vzorku	[mm]
L_c	Celková délka vzorku	[mm]
L_t	Celková délka vzorku včetně částí pro uchycení v čelistech	[mm]
L_U	Konečná délka měřené části vzorku po zkoušce	[mm]
m	Součinitel tažení	[-]
m	Třecí faktor	[-]
n	Exponent deformačního zpevnění	[-]
\mathbf{o}	Sloupcová matice objemového zatížení	
P	Potenciální energie	[J]
\mathbf{p}	Sloupcová matice plošného zatížení	
p_p	Měrný přidržovací tlak	[MPa]
R_1	Poloměr zaoblení dna prolisu	[mm]

Označení	Legenda	Jednotka
R_2	Poloměr zaoblení mezi plochou dílce a stěnou prolisu	[mm]
R_e	Smluvní mez kluzu	[MPa]
R_{eH}	Smluvní mez kluzu horní	[MPa]
R_{eL}	Smluvní mez kluzu dolní	[MPa]
R_m	Smluvní mez pevnosti	[MPa]
$R_{p0,2}$	Smluvní mez kluzu	[MPa]
r_s	Vážený průměr součinitele normálové anizotropie	[-]
R_t	Zaoblení čelní plochy tažníku	[mm]
R_{tc}	Zaoblení tažné hrany tažnce	[mm]
R_{tv}	Zaoblení tažné hrany tažníku	[mm]
r_α	Součinitel normálové anizotropie	[-]
s	Tloušťka plechu	[mm]
S	Deformovaný průřez vzorku	[mm ²]
s_0	Počáteční tloušťka plechu	[mm]
S_0	Počáteční průřez vzorku	[mm ²]
S_c	Plocha přístřihu ve styku s přidržovačem	[mm ²]
S_U	Konečný průřez vzorku po zkoušce	[mm ²]
T	Teplota	[°C]
u	Součinitel způsobu tažení	[-]
\mathbf{u}	Sloupcová matice posuvů	
\mathbf{U}	Globální matice posuvů	
v	Okamžitá rychlost pohybu nástroje	[mm·s ⁻¹]
W	Energie napjatosti tělesa	[J]
z	Materiálová konstanta	[-]
z	Tažná mezera	[mm]
Z	Kontrakce	[-]

Označení	Legenda	Jednotka
α	Úhel opásání	[°]
α	Součinitel (ukazatel stavu) napjatosti	[-]
β	Součinitel (ukazatel stavu) deformace	[-]
Γ_p	Plocha tělesa	
ΔL	Přírůstek délky	[mm]
Δr	Stupeň plošné anizotropie	[-]
Δs	Poměrná tloušťka	[-]
ε	Poměrná deformace	[-]
$\mathbf{\varepsilon}$	Sloupcová matice přetvoření	
ε_1	Poměrná deformace ve směru 1	[-]
ε_2	Poměrná deformace ve směru 2	[-]
ε_3	Poměrná deformace ve směru 3	[-]
μ	Poissonovo číslo	[-]

Označení	Legenda	Jednotka
Π	Potenciální energie tělesa	[J]
ρ	Hustota	[kg·m ⁻³]
σ	Skutečné napětí	[MPa]
σ	Sloupcová matice napětí	
σ_1	Hlavní napětí ve směru 1	[MPa]
σ'_1	Deviační (redukované) napětí ve směru 1	[MPa]
σ_2	Hlavní napětí ve směru 2	[MPa]
σ'_2	Deviační (redukované) napětí ve směru 2	[MPa]
σ_3	Hlavní napětí ve směru 3	[MPa]
σ'_3	Deviační (redukované) napětí ve směru 3	[MPa]
σ_{ef}	Efektivní napětí	[MPa]
σ_h	Hydrostatické napětí	[MPa]
σ_k	Mez kluzu	[MPa]
σ_{max}	Maximální napětí	[MPa]
σ_{min}	Minimální napětí	[MPa]
σ_n	Normálové napětí	[MPa]
σ_o	Ohybové napětí	[MPa]
σ_{tr}	Napětí vyvolané třením	[MPa]
σ_v	Napětí v plášti výtažku	[MPa]
τ	Smykové napětí	[MPa]
τ_{ad}	Adhezní smykové napětí	[MPa]
τ_{koh}	Coulombovo smykové napětí	[MPa]
φ	Logaritmické (skutečné) přetvoření	[-]
$\dot{\varphi}$	Rychlost deformace	[s ⁻¹]
φ_1	Hlavní logaritmické (skutečné) přetvoření ve směru 1	[-]
φ_2	Hlavní logaritmické (skutečné) přetvoření ve směru 2	[-]
φ_3	Hlavní logaritmické (skutečné) přetvoření ve směru 3	[-]
φ_{ef}	Efektivní přetvoření	[-]
Ω	Plocha řešeného tělesa	[mm ²]

Označení	Význam
APDL	ANSYS Parametric Design Language – řešič úloh v softwaru ANSYS
BEM	Boundary element method – metoda hraničních prvků
EGR	Exhaust Gas Recirculation – recirkulace výfukových plynů
EPTO3	Přetvoření ve směru 3
FDM	Finite difference method – metoda konečných diferencí
FEM	Finite element method – metoda konečných prvků
HMH	Podmínka plasticity, Hüber, Mises a Hencky jsou její autoři
MIT	Magneticko-impulzní tváření

SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 1 Příklady produktů plošného tváření a ukázka numerické simulace. [3], [4]	9
Obr. 2 Část dílu s prolisy.	10
Obr. 3 Detail dvou prolisů spojených pájením do sestavy.....	10
Obr. 4 Dodatečné rozpouštěcí žíhání.	12
Obr. 5 Schéma metody Guérin. [14]	13
Obr. 6 Schéma metody Hydroform. [15]	13
Obr. 7 Schéma MIT. [17].....	14
Obr. 8 Tažný nástroj pro vysekávací lis TRUMPF. [20]	14
Obr. 9 Schéma technologie tažení. [21]	14
Obr. 10 Schéma jednotlivých technologií v rámci tažení. [22]	15
Obr. 11 Napjatostní a deformační schéma při tažení s přidržovačem. [26].....	16
Obr. 12 Průběh tažné síly v závislosti na pohybu tažníku a síla k utržení dna. [26]	17
Obr. 13 Tažidlo pro mělké výtažky. [30].....	18
Obr. 14 Úpravy zaoblení tažné hrany. [25].....	19
Obr. 15 Některé možnosti upevnění tažnice. [32]	19
Obr. 16 Příklady konstrukčního řešení tažníků. [30]	20
Obr. 17 Rozměry deskového elementu a hlavní souřadný systém. [33].....	21
Obr. 18 Hlavní napětí a přetvoření na deskovém elementu. [33]	22
Obr. 19 Grafické znázornění podmínek plasticity. [33].....	23
Obr. 20 Složky hlavních napětí. [38]	23
Obr. 21 Geometrický model mělkého tažení. [33].....	24
Obr. 22 Vytknutý element plechu pod tažníkem. [33].....	25
Obr. 23 Silové poměry pod přidržovačem. [33]	26
Obr. 24 Průběh síly F_{t1} na délce plechu. [33]	26
Obr. 25 Průběh skutečné deformace a tloušťky. [33]	26
Obr. 26 Plochý vzorek pro tahovou zkoušku. [41]	27
Obr. 27 Smluvní tahový diagram. [40]	27
Obr. 28 Smluvní mez kluzu. [34].....	28
Obr. 29 Goodwin-Kellerovy křivky mezní tvařitelnosti. [39]	29
Obr. 30 Příklady některých konečných prvků. [51].....	31
Obr. 31 Použití shell prvků. [50].....	31
Obr. 32 Příklad místa vyžadujícího zjemnění sítě. [51]	31
Obr. 33 Vliv tvaru obdélníkového prvku na přesnost výpočtu MKP. [48].....	32
Obr. 34 Závislost přesnosti řešení na počtu elementů. [49].....	32
Obr. 35 Základní aproximace tahových diagramů. [25]	34
Obr. 36 Striebeckova křivka. [54].....	35
Obr. 37 Porovnání algoritmů. [56].....	36
Obr. 38 Geometrie řešené části dílce.	37
Obr. 39 Zobrazení řezů pro měření vzájemné polohy částí nástroje.	37

Obr. 40 Mikroskop Schut SSM-3E. [63]	38
Obr. 41 Náčrt provedení řezů.....	38
Obr. 43 Snímek pravé a levé strany prolisu v příčném řezu v řádku 3 a sloupci 2.....	39
Obr. 42 Provedení řezů na skutečných vzorcích.....	39
Obr. 44 Zkušební stroj ZD 40	40
Obr. 45 Geometrie zkušebního vzorku.	41
Obr. 46 Geometrie vzorků po zkoušce.....	41
Obr. 47 Závislost napětí na poměrné deformaci ve směru válcování.	42
Obr. 48 Závislost napětí na poměrné deformaci kolmo na směr válcování.....	43
Obr. 49 Geometrie vzorků po zkoušce.....	43
Obr. 50 Závislost napětí na poměrné deformaci ve směru válcování.	44
Obr. 51 Závislost napětí na poměrné deformaci kolmo na směr válcování.....	45
Obr. 52 Geometrie vzorků po zkoušce.....	45
Obr. 53 Závislost napětí na poměrné deformaci ve směru válcování.	46
Obr. 54 Závislost napětí na poměrné deformaci kolmo na směr válcování.....	47
Obr. 55 Tahové diagramy použitých ocelí v souřadnicích skutečného napětí a deformace.	48
Obr. 56 Zadávání materiálových charakteristik.	49
Obr. 57 Tloušťka plechového výlisku s prolisy po tváření.....	50
Obr. 58 Geometrie modelu se sítí konečných prvků.....	49
Obr. 59 Simulace logaritmického přetvoření ϕ_3	50
Obr. 60 Schéma diplomového projektu v programu ANSYS Workbench.	51
Obr. 61 Závislost ztenčení na velikosti R_1 pro materiál X2CrCuTi18.....	51
Obr. 62 Diskretizace trojrozměrného modelu.....	52
Obr. 63 Příklad rozložení deformace ϕ_3 pro geometrii $R_1 = 0,2$ mm, $R_2 = 0,5$ mm.....	53
Obr. 64 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_1 pro ocel X2CrCuTi18.	53
Obr. 65 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_2 pro ocel X2CrCuTi18.	54
Obr. 66 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_1 a R_2 pro ocel X2CrCuTi18.	54
Obr. 67 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_1 pro ocel X5CrNi18-10.....	55
Obr. 68 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_2 pro ocel X5CrNi18-10.....	56
Obr. 69 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_1 a R_2 pro ocel X5CrNi18-10.	56
Obr. 70 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_1 pro ocel X5CrNi18-10 s dodatečným TZ.	57
Obr. 71 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_2 pro ocel X5CrNi18-10 s dodatečným TZ.	58
Obr. 72 Závislost ztenčení stěny prolisu na R_1 a R_2 pro ocel X5CrNi18-10 s dod. TZ.....	58
Obr. 73 Vliv materiálu a R_1 na ztenčení při $R_2 = 0,6$ mm.	59
Obr. 74 Vliv materiálu a R_1 na ztenčení při $R_2 = 1,0$ mm.	59
Obr. 75 Optimální varianta geometrie prolisu.	60

SEZNAM TABULEK

Tab. 1 Chemické složení oceli X2CrCuTi18. [11]	11
Tab. 2 Mechanické a fyzikální vlastnosti oceli X2CrCuTi18. [11]	11
Tab. 3 Chemické složení oceli X5CrNi18-10. [12]	11
Tab. 4 Mechanické a fyzikální vlastnosti oceli X5CrNi18-10. [12]	11
Tab. 5 Ekvivalenty ocelí. [13]	12
Tab. 6 Minimální hodnoty R_{tv}	19
Tab. 7 Výsledky 3D měření nástroje.	37
Tab. 8 Základní parametry stereomikroskopu SSSM-3E. [60]	38
Tab. 9 Měření tloušťky stěny v podélných řezech.	39
Tab. 10 Měření tloušťky stěny v příčných řezech.	40
Tab. 11 Základní charakteristiky stroje ZD 40.	40
Tab. 12 Přehled výsledků tahové zkoušky oceli X2CrCuTi18 ve směru válcování.	41
Tab. 13 Přehled výsledků tahové zkoušky oceli X2CrCuTi18 kolmo na směr válcování.	42
Tab. 14 Přehled výsledků tahové zkoušky oceli X5CrNi18-10 ve směru válcování.	44
Tab. 15 Přehled výsledků tahové zkoušky oceli X5CrNi18-10 kolmo na směr válcování.	44
Tab. 16 Přehled výsledků tahové zkoušky oceli X5CrNi18-10 s TZ ve směru válcování.	46
Tab. 17 Přehled výsledků tahové zkoušky oceli X5CrNi18-10 s TZ kolmo na směr válc.	46
Tab. 18 Srovnání průměrných přetvoření.	50
Tab. 19 Ztenčení stěny prolisu pro ocel X2CrCuTi18 v %.	55
Tab. 20 Ztenčení stěny prolisu pro ocel X5CrNi18-10 v %.	57
Tab. 21 Ztenčení stěny prolisu pro ocel X5CrNi18-10 s dodatečným TZ v %.	59

SEZNAM PŘÍLOH

Příloha 1 – protokol 3D měření nástroje

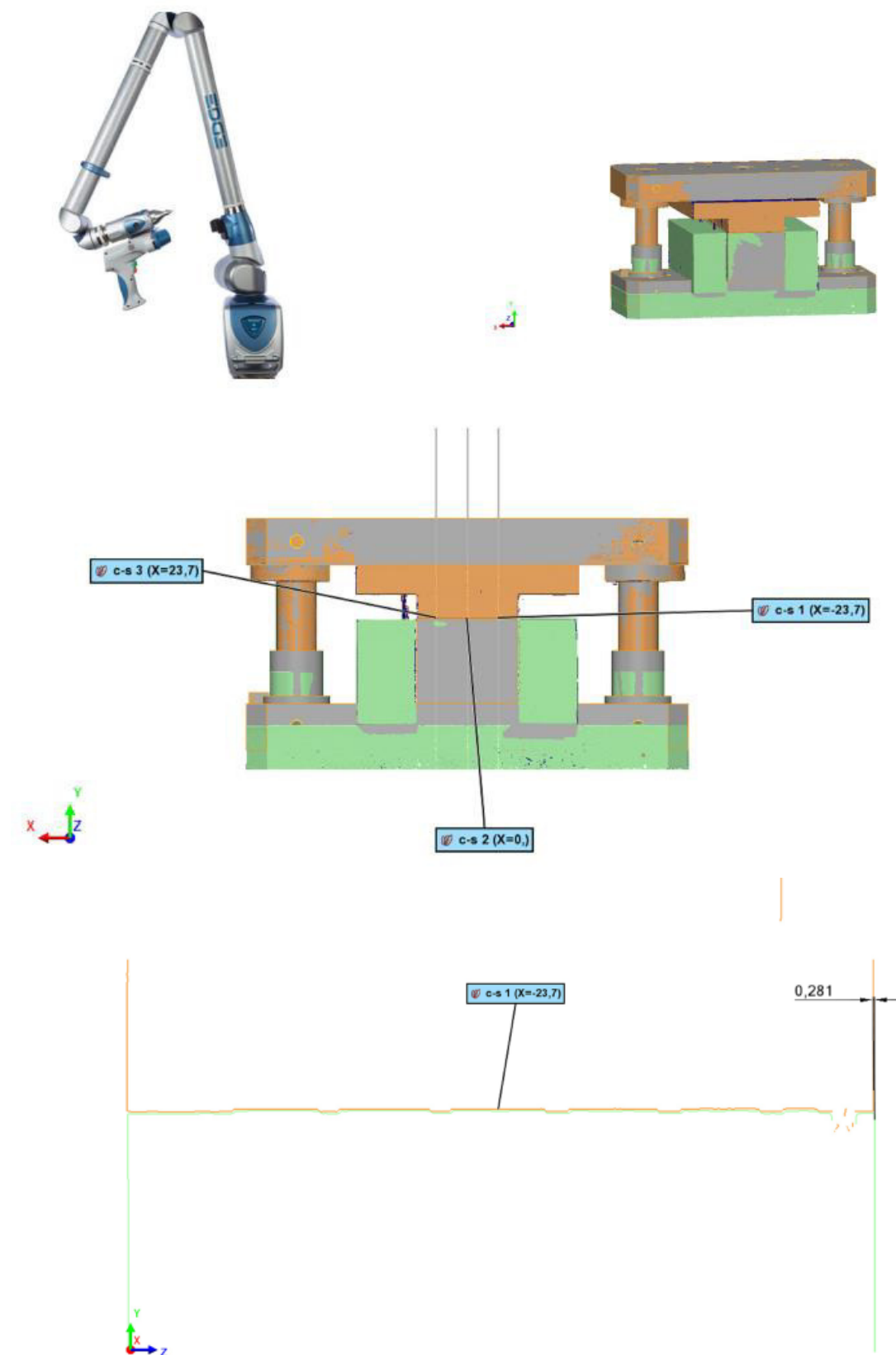
Příloha 2 – snímky tloušťky stěny z mikroskopu SSM-3E

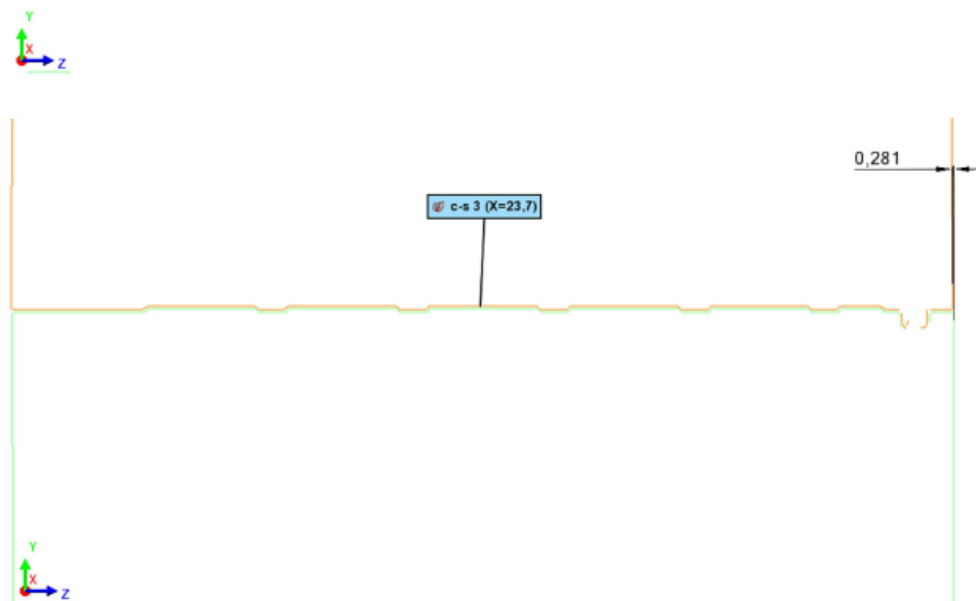
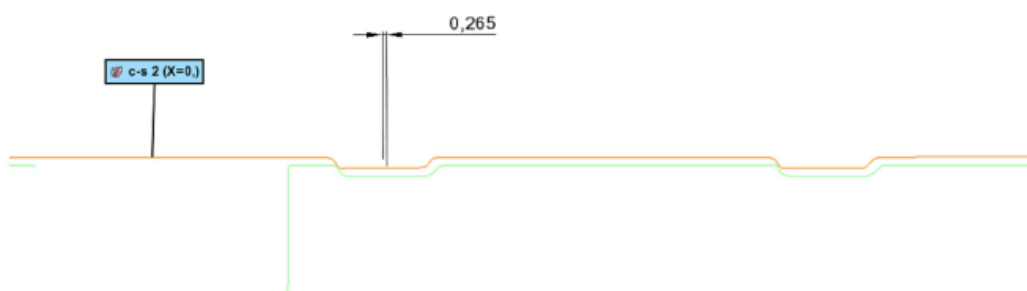
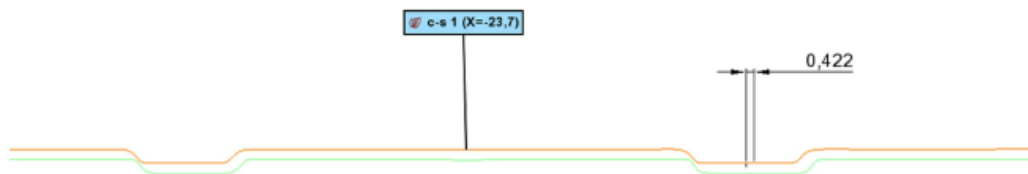
Příloha 3 – zkušební stroj

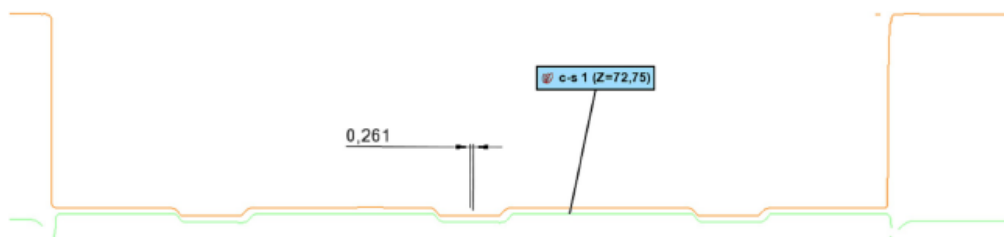
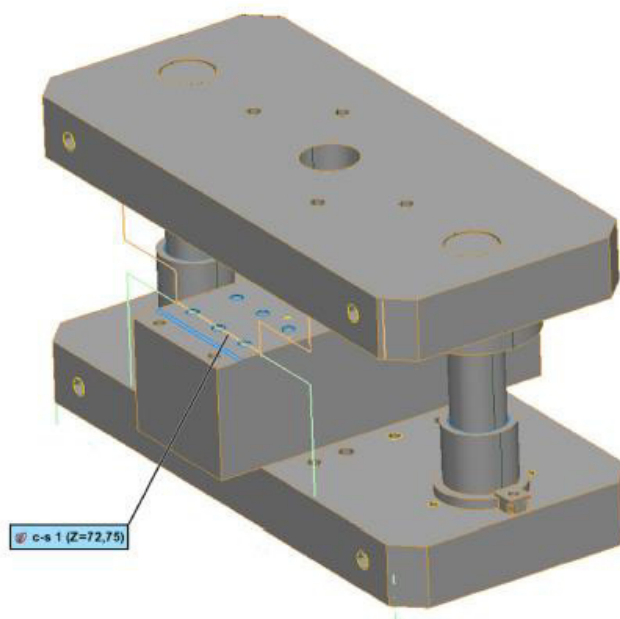
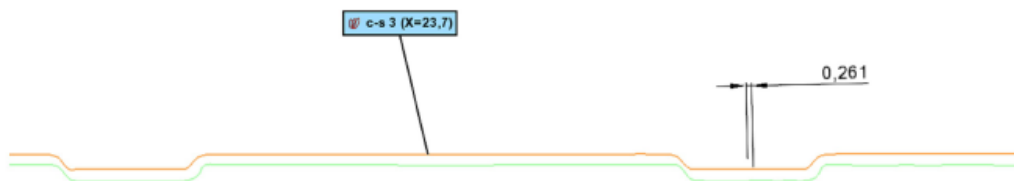
Příloha 4 – materiálové modely

Příloha 5 – kombinace R_1 a R_2 , deformace φ_3 , tloušťka stěny a ztenčení

Příloha 1 – protokol 3D měření nástroje





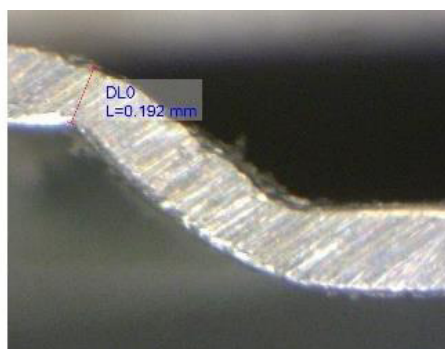
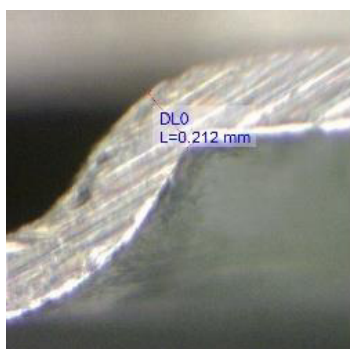


Příloha 2 – snímky tloušťky stěny z mikroskopu SSM-3E

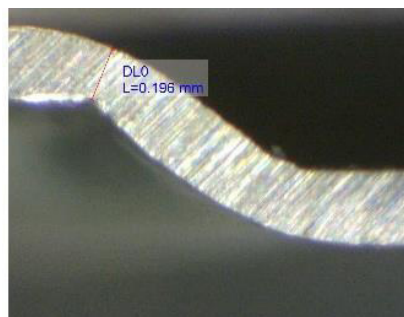
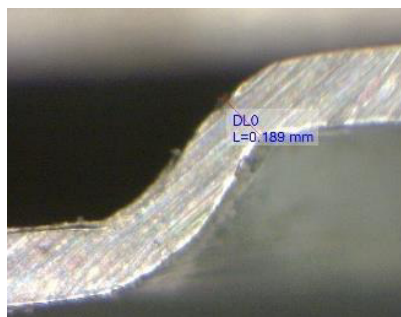
Příčné řezy

Levá strana

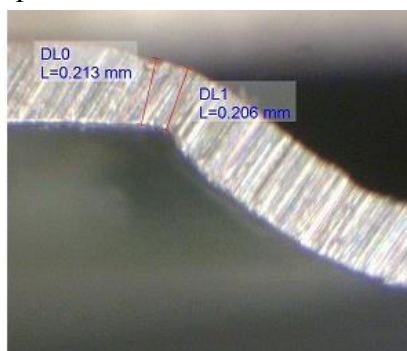
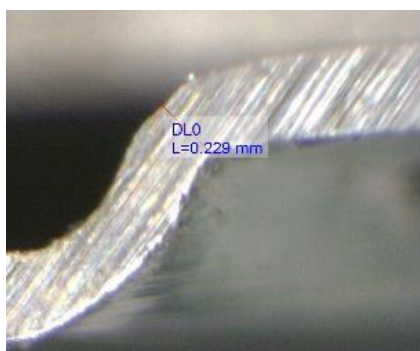
Pravá strana



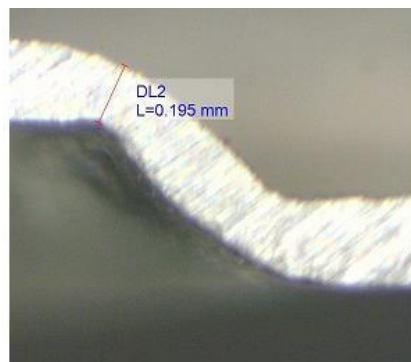
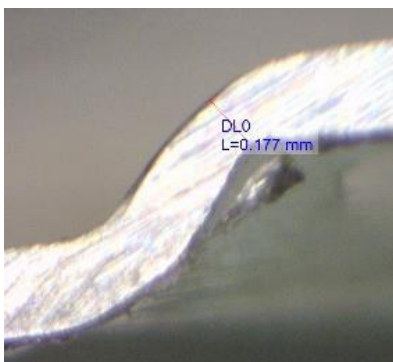
Řádek 1, sloupec 1



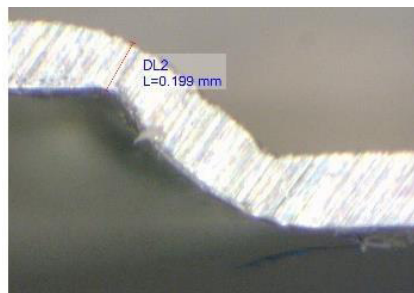
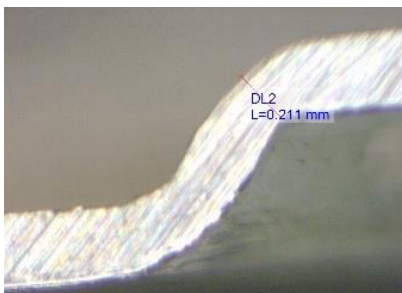
Řádek 1, sloupec 2



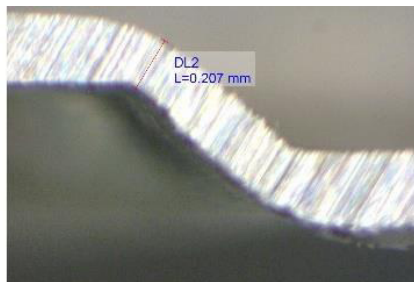
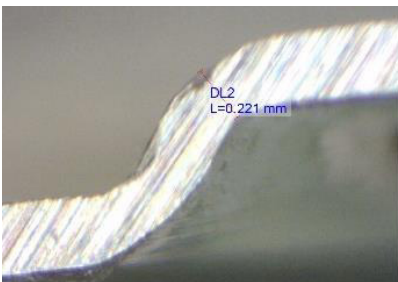
Řádek 1, sloupec 3



Řádek 2, sloupec 1



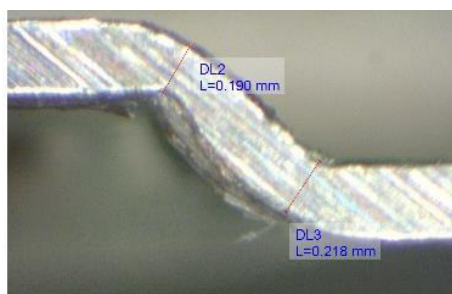
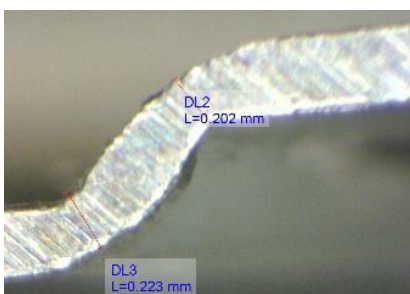
Řádek 2, sloupec 2



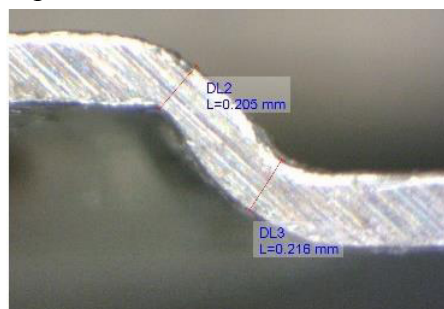
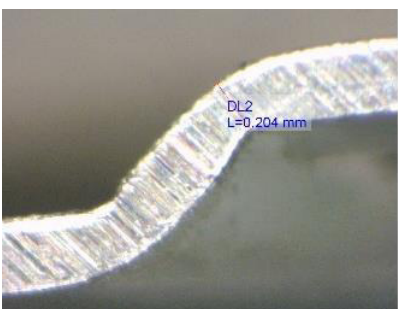
Řádek 2, sloupec 3

Pravá strana

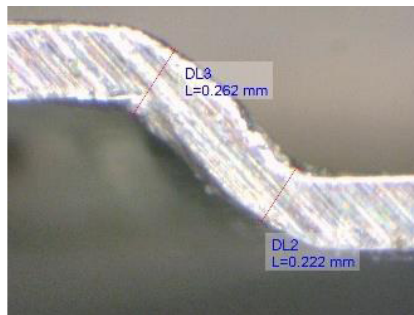
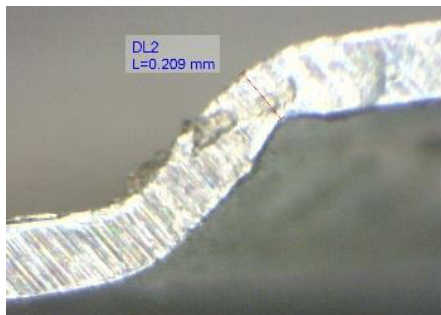
Levá strana



Řádek 3, sloupec 1



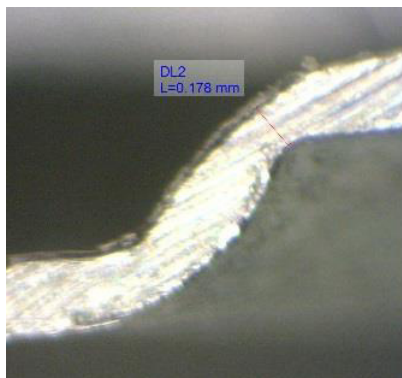
Řádek 3, sloupec 2



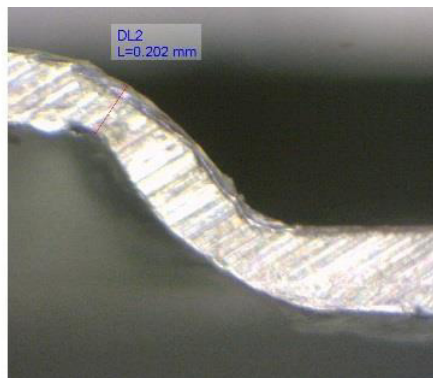
Řádek 3, sloupec 3

Podélné řezy

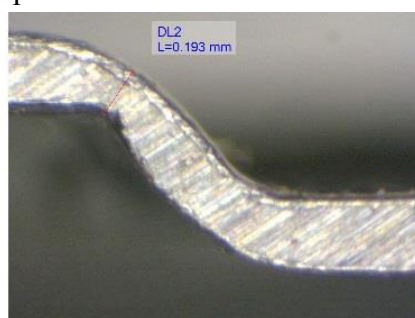
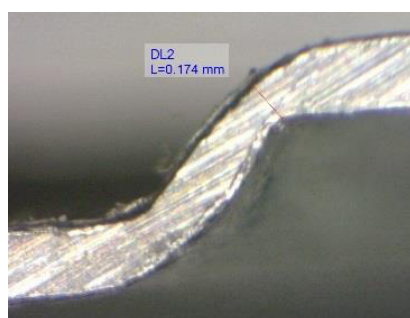
Pravá strana



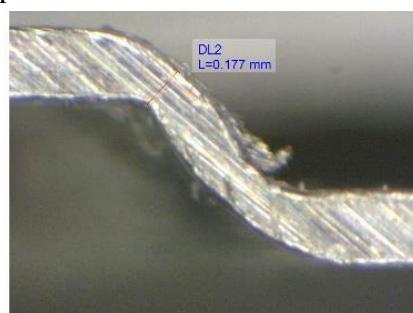
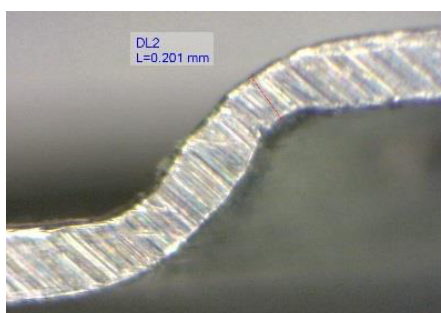
Levá strana



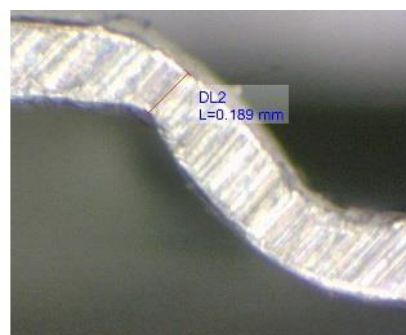
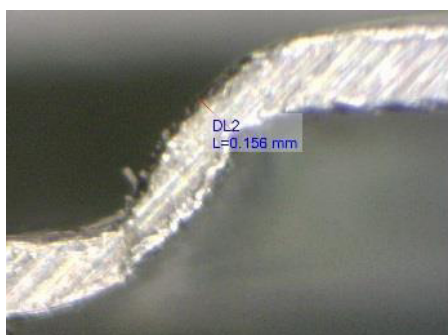
Řádek 1, sloupec 1



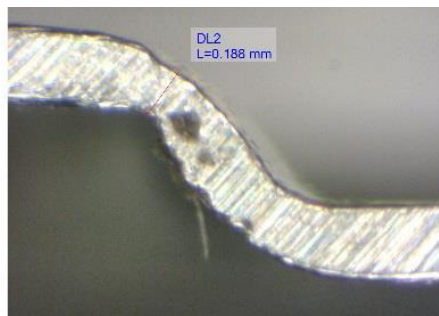
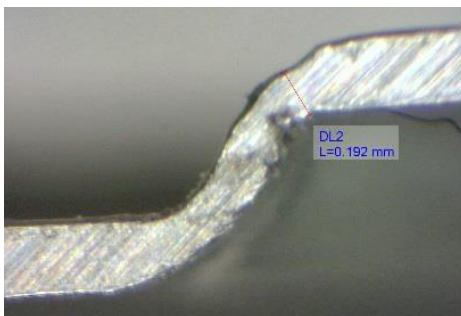
Řádek 1, sloupec 2



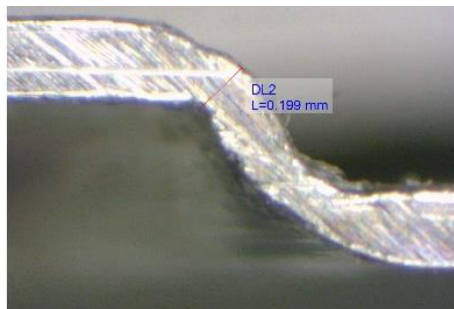
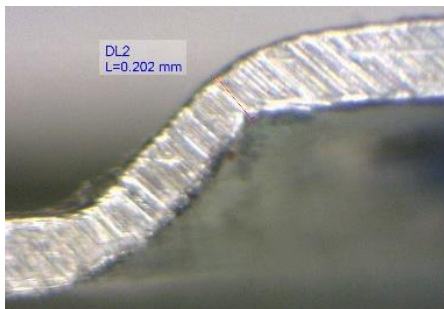
Řádek 1, sloupec 3



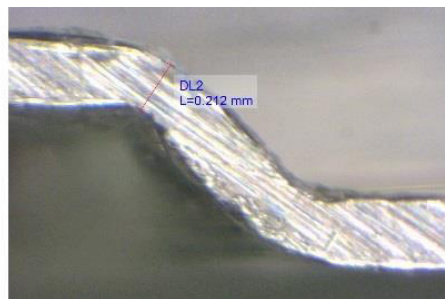
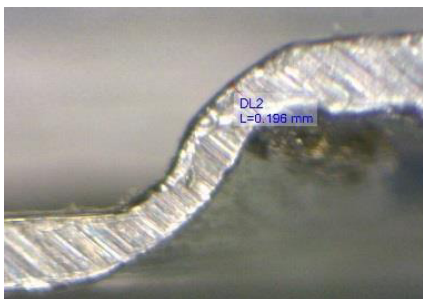
Řádek 2, sloupec 1



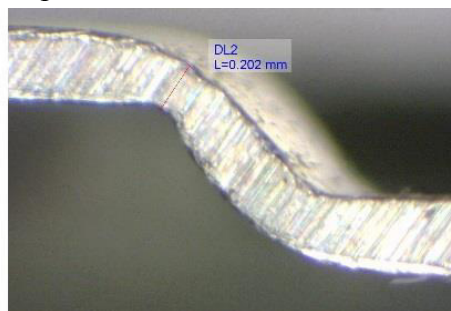
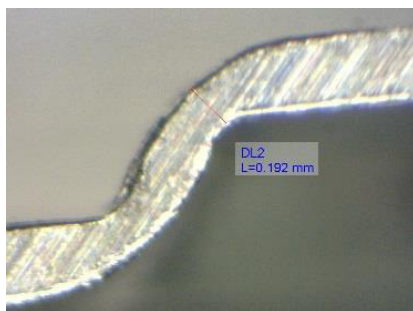
Řádek 2, sloupec 2



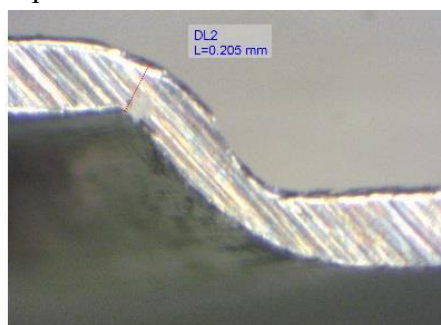
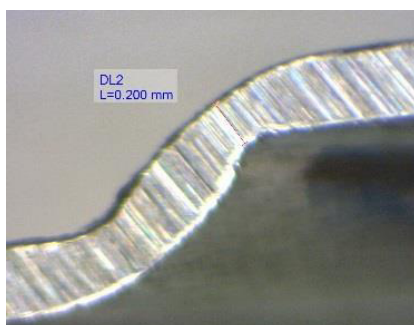
Řádek 2, sloupec 3



Řádek 3, sloupec 1



Řádek 3, sloupec 2



Řádek 3, sloupec 3

Příloha 3 – zkušební stroj

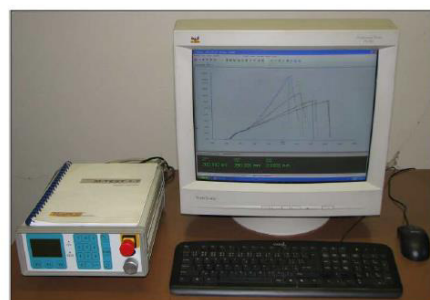
Stroj umožňuje provádět tahové, tlakové a ohybové zkoušky materiálů do 400 kN s řízením rychlosti zatěžování a programovým zpracováním zkoušek. Je vybaven vestavěným inkrementálním délkovým snímačem polohy příčníku s rozlišením 0,01 mm a snímačem síly s řídicí jednotkou EDC 60.

Řídicí jednotka EDC 60 je vysoce precizní elektronické zařízení speciálně konstruované pro řízení servo-hydraulických zkušebních strojů. Je vyráběna speciálně pro aplikace řízení zkušebních strojů a využívají ji přední evropští výrobci universálních zkušebních strojů. Jednotka je opatřena programem pro zkoušky kovů s možností provádět zkoušky bez PC u jednoduchých aplikací bez použití průtahoměru.

Technické parametry:

- Výrobce: HBM /SRN/
- Měřicí rozsah: $8 \div 400$ kN
- Chyba měření síly: $1/100$ jmenovitého rozsahu síly, tj. ± 1 % odpovídá třídě přesnosti 1
- Měřicí rozsah měření dráhy: $0 \div 280$ mm
- Chyba měření dráhy: $\pm 0,01$ mm
- sériové rozhraní RS 232 pro komunikaci s nadřazeným PC COM1 pro PC s FIFO s maximální rychlostí 115 KB
- inkrementální vstup pro napojení snímače dráhy

Počítač je vybaven programem M-TEST v.1.7 pro tahovou, tlakovou a ohybovou zkoušku kovových materiálů dle EN 10001-2 s vyhodnocením výsledků, grafickým zpracováním.



Řídicí jednotka EDC 60

Příloha 4 – materiálové modely

X2CrCuTi18	tl. 0,3 mm
Log. deformace [-]	skut. napětí [MPa]
0	377,000
0,01	399,725
0,02	419,934
0,03	438,608
0,04	455,858
0,05	471,798
0,06	486,538
0,07	500,191
0,08	512,869
0,09	524,682
0,1	535,744
0,12	556,060
0,14	574,710
0,16	592,591
0,18	610,597
0,2	629,622

X5CrNi18-10+AT	tl. 0,3 mm
Log. deformace [-]	skut. napětí [MPa]
0	250,00
0,01	274,70
0,02	291,97
0,03	308,81
0,04	325,26
0,05	341,35
0,06	357,12
0,07	372,58
0,08	387,77
0,09	402,70
0,1	417,42
0,125	453,37
0,15	488,41
0,2	556,86
0,25	624,62
0,3	692,81
0,35	761,87
0,4	831,54
0,45	900,84
0,5	968,12

X5CrNi18-10	tl. 0,3 mm
Log. deformace [-]	skut. napětí [MPa]
0	358,50
0,01	383,95
0,02	403,83
0,03	423,13
0,04	441,89
0,05	460,16
0,06	477,97
0,07	495,38
0,08	512,41
0,09	529,10
0,1	545,48
0,125	585,31
0,15	623,87
0,2	698,57
0,25	771,63
0,3	843,93
0,35	915,12
0,4	983,67

Příloha 5 – kombinace R₁ a R₂, deformace φ_3 , tloušťka stěny a ztenčení (výsledky pro 3D model)

X2CrCuTi18, s₀ = 0,3 mm

R1 [mm]	R2 [mm]	φ_3 [-]	s [mm]	ztenčení [%]	R1 [mm]	R2 [mm]	φ_3 [-]	s [mm]	ztenčení [%]
0,2	0,5	-0,359	0,210	30,14	0,2	0,8	-0,300	0,222	25,91
0,3	0,5	-0,296	0,223	25,61	0,3	0,8	-0,247	0,234	21,90
0,4	0,5	-0,263	0,231	23,11	0,4	0,8	-0,214	0,242	19,27
0,5	0,5	-0,237	0,237	21,08	0,5	0,8	-0,188	0,249	17,14
0,6	0,5	-0,216	0,242	19,45	0,6	0,8	-0,168	0,254	15,43
0,7	0,5	-0,200	0,246	18,14	0,7	0,8	-0,151	0,258	14,05
0,8	0,5	-0,187	0,249	17,06	0,8	0,8	-0,138	0,261	12,92
0,9	0,5	-0,176	0,252	16,11	0,9	0,8	-0,127	0,264	11,93
1	0,5	-0,165	0,254	15,19	1	0,8	-0,116	0,267	10,96
0,2	0,6	-0,342	0,213	28,94	0,2	0,9	-0,275	0,228	24,02
0,3	0,6	-0,281	0,227	24,49	0,3	0,9	-0,233	0,238	20,82
0,4	0,6	-0,248	0,234	21,95	0,4	0,9	-0,200	0,246	18,16
0,5	0,6	-0,222	0,240	19,89	0,5	0,9	-0,174	0,252	16,00
0,6	0,6	-0,201	0,245	18,23	0,6	0,9	-0,154	0,257	14,26
0,7	0,6	-0,185	0,249	16,90	0,7	0,9	-0,138	0,261	12,87
0,8	0,6	-0,172	0,253	15,81	0,8	0,9	-0,125	0,265	11,72
0,9	0,6	-0,161	0,255	14,85	0,9	0,9	-0,113	0,268	10,71
1	0,6	-0,150	0,258	13,91	1	0,9	-0,102	0,271	9,73
0,2	0,7	-0,324	0,217	27,70	0,2	1	-0,273	0,228	23,87
0,3	0,7	-0,265	0,230	23,29	0,3	1	-0,231	0,238	20,66
0,4	0,7	-0,232	0,238	20,71	0,4	1	-0,198	0,246	17,99
0,5	0,7	-0,206	0,244	18,62	0,5	1	-0,172	0,253	15,83
0,6	0,7	-0,186	0,249	16,94	0,6	1	-0,152	0,258	14,09
0,7	0,7	-0,169	0,253	15,59	0,7	1	-0,136	0,262	12,69
0,8	0,7	-0,156	0,257	14,48	0,8	1	-0,123	0,265	11,54
0,9	0,7	-0,145	0,260	13,50	0,9	1	-0,111	0,268	10,53
1	0,7	-0,134	0,262	12,55	1	1	-0,100	0,271	9,55

X5CrNi18-10, $s_0 = 0,3 \text{ mm}$

R1 [mm]	R2 [mm]	φ_3 [-]	s [mm]	ztenčení [%]	R1 [mm]	R2 [mm]	φ_3 [-]	s [mm]	ztenčení [%]
0,2	0,5	-0,311	0,220	26,73	0,2	0,8	-0,272	0,228	23,84
0,3	0,5	-0,239	0,236	21,24	0,3	0,8	-0,200	0,246	18,13
0,4	0,5	-0,209	0,244	18,82	0,4	0,8	-0,170	0,253	15,61
0,5	0,5	-0,195	0,247	17,73	0,5	0,8	-0,156	0,257	14,48
0,6	0,5	-0,184	0,250	16,82	0,6	0,8	-0,145	0,259	13,53
0,7	0,5	-0,172	0,253	15,81	0,7	0,8	-0,133	0,263	12,48
0,8	0,5	-0,162	0,255	14,98	0,8	0,8	-0,124	0,265	11,62
0,9	0,5	-0,152	0,258	14,13	0,9	0,8	-0,114	0,268	10,74
1	0,5	-0,144	0,260	13,43	1	0,8	-0,105	0,270	10,01
0,2	0,6	-0,293	0,224	25,42	0,2	0,9	-0,265	0,230	23,29
0,3	0,6	-0,221	0,241	19,83	0,3	0,9	-0,193	0,247	17,54
0,4	0,6	-0,191	0,248	17,37	0,4	0,9	-0,163	0,255	15,01
0,5	0,6	-0,177	0,251	16,26	0,5	0,9	-0,149	0,258	13,87
0,6	0,6	-0,166	0,254	15,34	0,6	0,9	-0,138	0,261	12,92
0,7	0,6	-0,154	0,257	14,30	0,7	0,9	-0,126	0,264	11,85
0,8	0,6	-0,145	0,260	13,46	0,8	0,9	-0,116	0,267	10,99
0,9	0,6	-0,135	0,262	12,60	0,9	0,9	-0,106	0,270	10,10
1	0,6	-0,127	0,264	11,89	1	0,9	-0,098	0,272	9,37
0,2	0,7	-0,278	0,227	24,30	0,2	1	-0,264	0,230	23,18
0,3	0,7	-0,206	0,244	18,62	0,3	1	-0,191	0,248	17,42
0,4	0,7	-0,176	0,252	16,12	0,4	1	-0,161	0,255	14,89
0,5	0,7	-0,162	0,255	14,99	0,5	1	-0,148	0,259	13,74
0,6	0,7	-0,151	0,258	14,06	0,6	1	-0,137	0,262	12,79
0,7	0,7	-0,139	0,261	13,01	0,7	1	-0,125	0,265	11,72
0,8	0,7	-0,13	0,264	12,16	0,8	1	-0,115	0,267	10,86
0,9	0,7	-0,12	0,266	11,28	0,9	1	-0,105	0,270	9,97
1	0,7	-0,112	0,268	10,56	1	1	-0,097	0,272	9,24

X5CrNi18-10 s dodatečným rozpouštěcím žíháním, $s_0 = 0,3$ mm

R1 [mm]	R2 [mm]	φ_3 [-]	tl. [mm]	ztenčení [%]	R1 [mm]	R2 [mm]	φ_3 [-]	tl. [mm]	ztenčení [%]
0,2	0,5	-0,307	0,221	26,45	0,2	0,8	-0,219	0,241	19,63
0,3	0,5	-0,236	0,237	21,00	0,3	0,8	-0,176	0,251	16,18
0,4	0,5	-0,197	0,246	17,84	0,4	0,8	-0,153	0,257	14,22
0,5	0,5	-0,18	0,251	16,44	0,5	0,8	-0,141	0,261	13,12
0,6	0,5	-0,171	0,253	15,68	0,6	0,8	-0,132	0,263	12,33
0,7	0,5	-0,162	0,255	14,98	0,7	0,8	-0,123	0,265	11,60
0,8	0,5	-0,155	0,257	14,39	0,8	0,8	-0,116	0,267	10,98
0,9	0,5	-0,146	0,259	13,62	0,9	0,8	-0,107	0,269	10,18
1	0,5	-0,142	0,260	13,26	1	0,8	-0,102	0,271	9,72
0,2	0,6	-0,254	0,233	22,39	0,2	0,9	-0,209	0,243	18,86
0,3	0,6	-0,2	0,246	18,11	0,3	0,9	-0,172	0,252	15,84
0,4	0,6	-0,175	0,252	16,09	0,4	0,9	-0,149	0,258	13,88
0,5	0,6	-0,163	0,255	15,01	0,5	0,9	-0,137	0,262	12,77
0,6	0,6	-0,154	0,257	14,24	0,6	0,9	-0,128	0,264	11,98
0,7	0,6	-0,145	0,259	13,53	0,7	0,9	-0,119	0,266	11,25
0,8	0,6	-0,138	0,261	12,92	0,8	0,9	-0,112	0,268	10,63
0,9	0,6	-0,129	0,264	12,14	0,9	0,9	-0,103	0,271	9,82
1	0,6	-0,125	0,265	11,78	1	0,9	-0,098	0,272	9,36
0,2	0,7	-0,227	0,239	20,31	0,2	1	-0,204	0,245	18,46
0,3	0,7	-0,183	0,250	16,76	0,3	1	-0,171	0,253	15,71
0,4	0,7	-0,16	0,256	14,82	0,4	1	-0,148	0,259	13,75
0,5	0,7	-0,148	0,259	13,72	0,5	1	-0,135	0,262	12,64
0,6	0,7	-0,139	0,261	12,94	0,6	1	-0,126	0,264	11,85
0,7	0,7	-0,13	0,263	12,22	0,7	1	-0,118	0,267	11,11
0,8	0,7	-0,123	0,265	11,60	0,8	1	-0,111	0,269	10,49
0,9	0,7	-0,114	0,268	10,81	0,9	1	-0,102	0,271	9,69
1	0,7	-0,11	0,269	10,44	1	1	-0,097	0,272	9,23